

ISSN 2685-8029 (Online)

ISSN 2716-1293 (Print)

Journal of Mechanical Design and Testing

Jointly Published by:

Department of Mechanical and Industrial Engineering, Faculty of Engineering
Universitas Gadjah Mada

Centre for Innovation of Medical Equipment and Devices (CIMEDs), Faculty of
Engineering, Universitas Gadjah Mada

Volume 3, No. 1, June 2021

JOURNAL OF MECHANICAL DESIGN AND TESTING

Volume 3, No. 1, June 2021

Daftar Isi

Simulasi CFD Dinamika Kecepatan Gelombang Aliran <i>Stratified Wavy</i> Dua Fasa Minyak-Air pada Pipa <i>Horizontal</i>.....	
P.P. Jati dan A.Widyaparaga	1-11
Studi Eksperimen Pengaruh Sudut <i>Pitch</i> terhadap Karakteristik Performa pada Turbin Angin <i>Counter-Rotating</i>.....	
F.A. Azhar dan M.A. Bramantya	12-19
Pengaruh <i>Curing Time</i> Terhadap Sifat Mekanis Komposit <i>Epoxy/Carbon Fiber</i> dan <i>Epoxy/ Glass Fiber</i> dengan Metode Manufaktur <i>Bladder Compression Moulding</i>.....	
M. I. Putra dan G. Nugroho	20-28
Simulasi Numerik Aliran Fluida Melalui Pipa Berlubang.....	
F. M. Tangdan dan T. A. Rohmat	29-46
Evaluasi Kegagalan Cacat Korosi Internal Pipa Minyak Sepinggan Dengan Metode <i>Element Hingga</i>	
H. Lesmana dan I. Kusumaningtyas	47-56
Pengaruh Paramater Pengelasan <i>In-Service</i> Pada Proses <i>Hot Tap</i> Pipa Penyalur Gas Alam Bertekanan	
M. H. Wahyudi dan M. W. Wildan	57-66

EDITORIAL

Selamat datang di edisi Juni 2021 Journal Mechanical Design and Testing. Jurnal ini berusaha menjadi penghubung bagi para peneliti dan rekayasawan dengan masyarakat industri maupun academia. Jurnal ini menjadi media diseminasi bidang desain komponen dan sistem mekanikal dan termal, simulasi dengan computer bidang keteknikan, teknologi manufaktur, pengujian kinerja komponen dan sistem mekanikal dan termal, hasil-hasil riset terbaru bidang mekanikal dan termal, dan perkembangan metode pembelajaran bidang mekanikal dan termal.

Tulisan pada jurnal ini bisa menjadi solusi dalam berbagai permasalahan di industri dan academia. Selain itu bisa menjadi catatan perkembangan keilmuan bidang mekanikal dan termal. Dengan semakin maraknya program-program penelitian yang ada di dunia akademik, maka jurnal ini menjadi semakin dibutuhkan terutama dalam kaitannya sebagai dokumen ilmiah. Bagi dunia industri yang juga memerlukan dokumentasi terbuka ke publik, jurnal ini juga merupakan pilihan.

Edisi ini mencakup enam makalah. Mereka merupakan makalah yang sudah diseleksi oleh editor dan dibaca oleh mitra bertari dan disempurnakan oleh penulis. Isi makalah ini merupakan hasil kerja akademik yang layak untuk masuk dalam jurnal dan bisa menjadi referensi bidang mekanikal dan termal. Ruang-ruang penyempurnaan masih terbuka luas, terutama berkait dengan kualitas dan kedalaman kajian yang dituliskan dalam makalah. Dengan berjalanya waktu, penyempurnaan itu akan menjadikan jurnal dan penulisnya menjadi semakin matang.

Editor mengucapkan terima kasih kepada banyak pihak yang memungkinkan jurnal ini bisa terbit, terutama penulis, mitra bertari, dewan editor dan tim pelaksana penerbitan.

Dr. Suyitno
Editor-in-chief

Tim Editor dan Reviewer

Editor-in-chief:

Suyitno, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia

Section editor:

Budi Arifvianto, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia

Muhammad Akhsin Muflikhun, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia

Reviewer/Mitra bestari:

1. Akmal Irfan Majid, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
2. Khasani, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
3. Sugiyono, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
4. Ryan Anugrah Putra, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
5. Benidiktus Tulung Prayoga, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
6. Lilik Dwi Setyana, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
7. Fauzun, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
8. Priyo Tri Iswanto, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
9. Mohammad Rais Alfiansyah Taufiq, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.
10. Sugeng Slamet, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Muria Kudus, Indonesia.
11. Muslim Mahardika, Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada, Indonesia.

Tata letak dan sampul:

Fitri Untari

Dikelola dan Diterbitkan Oleh:

Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada dan Centre for Innovation of Medical Equipment and Devices (CIMEDs), Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada

Website: <https://jurnal.ugm.ac.id/jmdt>

email: jmdt@ugm.ac.id

Simulasi CFD Dinamika Kecepatan Gelombang Aliran *Stratified Wavy* Dua Fasa Minyak-Air pada Pipa *Horizontal*

P.P. Jati* dan A.Widyaparaga

Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada.
Jl. Grafika No.2, Kompleks UGM, Yogyakarta 55281, Indonesia,
Telp. (0274) 521673
e-mail: pandu.prabowo.j@mail.ugm.ac.id

Abstrak

Dalam praktik di industri hulu minyak dan gas (migas), permasalahan aliran dua fasa merupakan bagian penting di semua siklus kegiatan dari desain hingga operasi. Fluida dari sumur produksi menghasilkan campuran minyak, air, gas, dan juga pasir yang sangat mungkin membentuk berbagai macam pola aliran. Sehingga dapat disimpulkan bahwa pemahaman akan pola aliran dan sifat fluida sangat penting untuk analisis, prediksi, dan mitigasi perubahan kondisi reservoir untuk menjaga stabilitas proses produksi. Untuk meningkatkan pemahaman pola aliran salah satunya pola *stratified* dilakukan penelitian mencari konfigurasi simulasi 2 dimensi campuran minyak dan air menggunakan *Computational Fluid Dynamics* (CFD). Penelitian yang dilakukan menghasilkan analisis sifat dinamika kecepatan gelombang melalui perpaduan permodelan simulasi CFD serta *image processing-cross correlation* serta perbandingan hasil dengan eksperimen. Model yang dipilih untuk memprediksi antarmuka minyak-air di dalam pipa horizontal berdiameter 24 mm dan panjang 1200 mm adalah *multiphase Eulerian Multi-Fluid VOF* yang dipasangkan dengan model turbulensi *shear stress transport (SST) k- ω* yang dilengkapi dengan *turbulence damping*. Analisis dilakukan pada titik dari inlet dengan jarak 10 x diameter (10 D) dan 40 x diameter (40 D) dengan 4 variasi kecepatan. Hasil menunjukkan peningkatan rerata ketebalan film dan kecepatan gelombang seiring dengan meningkatnya kecepatan superficial air dengan kecepatan superficial minyak tetap. Dapat disimpulkan model *multiphase Eulerian Multi-Fluid VOF* yang dipasangkan dengan model turbulensi *shear stress transport (SST) k- ω* dan *turbulence damping* pada Ansys Fluent 19 mampu mensimulasikan aliran minyak dan air pada *stratified regime* dengan bentuk gelombang serta dinamika kecepatan gelombang yang saling bersesuaian dengan hasil eksperimen.

Kata kunci : *computational fluid dynamics (CFD), eulerian multi-fluid VOF, image processing-cross correlation, stratified wavy, kecepatan gelombang.*

Abstract

In the upstream oil and gas (oil and gas) industry, the problem of two-phase flow is an important part in all the activity cycles from design to operation. Fluid from the production well produces a mixture of oil, water, gas, and sand resulting in various probability of flow pattern. It can be concluded that understanding of flow patterns and fluid characteristics is very important for the analysis, prediction and mitigation of reservoir changes in order to maintain stable production process. Regarding to improve the understanding of flow patterns, especially stratified flow patterns of oil and water, a 2-dimensional simulation study was carried out using computational

fluid dynamics (CFD). The research delivers analysis of the wave velocity dynamics characteristics through CFD modelling and image processing-cross correlation with experiments result comparison. Simulation use the *Eulerian Multi-Fluid VOF multiphase model* coupled *shear stress transport (SST) $k-\omega$* by activating turbulence to predict oil-water interfaces inside horizontal pipes with 24 mm diameter-length 1200 mm. Analysis carried out at location from the inlet using distance value of 10 x diameter (10 D) and 40 x diameter (40 D) with 4 velocity variation. The result shows increasing average film thickness and the wave velocity when the superficial velocity of the water rises at constant oil superficial velocity. It can be concluded that the Eulerian Multi-Fluid VOF multiphase model coupled with turbulence model *shear stress transport (SST) $k-\omega$* by activating turbulence damping on Ansys Fluent 19 is able to simulate the oil and water mixture in a stratified regime where wave formation and its velocity dynamics are aligned with experiment result.

Keywords : computational fluid dynamics (CFD), eulerian multi-fluid VOF, image processing-cross correlation, stratified wavy, wave velocity.

1. PENDAHULUAN

Dalam praktik di industri hulu minyak dan gas (migas), permasalahan aliran dua fasa merupakan bagian penting di semua siklus kegiatan dari desain hingga operasi. Permasalahan aliran dua fasa yang ada menjadikan pemahaman dan analisa tentang pola aliran dan sifat fluida sangat penting. Sehingga, aplikasi praktis terkait pola aliran fluida menjadi sangat penting untuk terus dipelajari khususnya oleh *engineer* yang bertanggung jawab memberikan rekomendasi keputusan teknis agar kondisi lapangan tetap aman. Pada asset-asset field yang sudah *mature*, akan banyak ditemui kasus *oversize* dimana sistem fasilitas memiliki kapasitas desain yang jauh lebih besar daripada fluida yang diolah. Karena berkurangnya laju aliran fluida, maka pola aliran di dalam pipa cenderung menjadi *stratified*. Oleh sebab itu, peneliti memiliki motivasi untuk mempelajari lebih lanjut fenomena *stratified flow* yang terkait dengan permasalahan di lapangan yang sudah *mature*. Selain itu, peneliti berharap untuk meningkatkan pemahaman model matematis melalui pemanfaatan aplikasi CFD (*Computational Fluid Dynamics*) di dalam penelitian.

Rumusan masalah pada penelitian ini adalah bagaimana membuat konfigurasi simulasi minyak-air pada rezim *stratified wavy* pada pipa horizontal dengan *inlet* berbentuk “T” menggunakan Ansys Fluent 19™ untuk memperoleh dinamika kecepatan gelombang. Keuntungan melalui pemanfaatan CFD, model yang dibuat dapat dipakai untuk mendapatkan prediksi bentuk gelombang aliran minyak-air serta kecenderungan kecepatan gelombangnya pada rentang variasi kecepatan yang lebih luas tanpa melakukan eksperimen terlebih dahulu.

Melalui penelitian Hanafizadeh (2015) dijelaskan bentuk aliran pada pipa horizontal dengan menggunakan pipa yang memiliki diameter dalam 20 mm. Dari eksperimen dihasilkan berbagai macam pola aliran di antaranya adalah *bubbly*, *slug*, *smooth stratified*, *wavy stratified*, *churn*, *annular*, serta *dual continuous*. Penelitian yang spesifik terkait pola aliran *stratified* dilakukan oleh Barral (2015), yang berpendapat bahwa ketidakstabilan pada antarmuka gelombang di kondisi tertentu, akan menyebabkan naiknya amplitudo gelombang. Gelombang kemudian melepaskan *droplet* berupa emulsi dari antarmuka gelombang. Munculnya *droplet* adalah awal mula transisi dari pola aliran *stratified* ke pola lain.

Berdasarkan penelitian eksperimen menggunakan *image processing* yang dilakukan oleh Bhaskara (2018) menunjukkan bahwa perubahan kecepatan superficial tiap komponen campuran fluida minyak-air berbanding lurus dengan kecepatan gelombang yang terbentuk. Dan

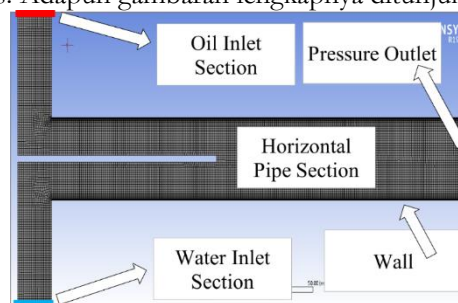
kecepatan gelombang semakin berkurang seiring semakin jauhnya jarak terhadap inlet fluida. Selain itu, penelitian eksperimen juga dilakukan oleh Hanif (2018) menggunakan *image processing image* yang menunjukkan frekuensi aliran cenderung turun jika menjauh dari inlet fluida dan cenderung naik ketika kecepatan superfisial air maupun minyak meningkat. Dari penelitian penggunaan *image processing* oleh Bhaskara (2018) serta Hanif (2018) menginspirasi penelitian ini untuk mengaplikasikan *image processing* dari video simulasi yang diperoleh.

Studi yang sudah dilakukan menjadi menarik untuk diteliti lebih lanjut karena sejauh ini, simulasi yang sudah dilakukan relatif lebih dominan aliran gas-cair. Di sisi yang lain, studi cair-cair relatif lebih banyak dilakukan dalam metode eksperimental. Kemudian simulasi yang menggunakan model Eulerian MultiFluid VOF relatif belum banyak. Mohammad Akhlaghi di (2019) berhasil mensimulasikan gas-cair menggunakan model Eulerian MultiFluid VOF yang memprediksi penurunan tekanan dengan tingkat kesalahan (*error*) sebesar 13.1%. Selain itu, untuk memahami model turbulensi, penelitian menggunakan referensi studi *computational fluid dynamics* (CFD) aliran dua fasa oleh Shi (2018). Penelitiannya mengaplikasikan model *volume of fluid* (VOF) dan variasi model turbulen SST k- ω , standard k- ϵ , serta RNG k- ϵ untuk prediksi pola aliran dengan gambaran *cross-sectional* untuk masing masing model turbulensi. Selain itu studi CFD sebagai referensi dilakukan oleh Deendarlianto (2016) terkait *plug flow* untuk gas-cair pada pipa horizontal, menginspirasi penelitian ini untuk mengevaluasi hasil simulasi dengan perbandingan visual. Model simulasi yang dipakai oleh Deendarlianto (2016) adalah *Volume of Fluid (VoF)* menggunakan FLUENT. Pengamatan menggunakan *high-speed video* menunjukkan kesesuaian kualitatif yang baik dengan eksperimen. Hasil penelitian juga menunjukkan kesesuaian kuantitatif antara perhitungan dan data eksperimen untuk panjang gelembung serta variasi waktu dari *liquid hold up*.

Dari referensi diatas, penelitian yang dilakukan diharapkan dapat mengetahui kombinasi Eulerian MultiFluid VOF serta model turbulensinya yang optimum untuk simulasi minyak dan air. Di mana penelitian mengaplikasikan *image processing* untuk evaluasi video hasil simulasi gelombang yang terbentuk dan dinamika kecepatan gelombang.

2. METODE PENELITIAN

Penelitian ini menggunakan desain geometri pipa inner diameter 24 mm dengan panjang 6 m menggunakan *software DesignModeler* (DM) dalam ANSYS 19. Pada penelitian ini digunakan 2 titik referensi pengamatan kecepatan gelombang pada jarak 10 D (10 x diameter) dan 40 D (40 x diameter) yang juga merupakan titik pengamatan dalam eksperimen. Pengamatan dilakukan dilakukan setelah aliran *fully developed* dengan cara analisa dimulai setelah menunggu aliran selesai sampai ujung pipa, sehingga pipa sudah terbentuk aliran minyak di bagian atas dan air di bagian bawah. Konfigurasi kepadatan mesh yang dipilih adalah ketika hasil solusi simulasi tidak berubah signifikan saat mesh diperhalus. Adapun gambaran lengkapnya ditunjukkan pada Gambar 1.



Gambar 1. Konfigurasi bagian *mesh* (*oil inlet, water inlet, pressure outlet, wall*)

2.1. Kondisi Batas (Boundary Conditions)

Penelitian fokus untuk mempelajari perilaku antarmuka minyak dan air melalui analisis tebal film dan dinamika kecepatan gelombang dalam kondisi transien setelah aliran sudah terbentuk sempurna. Detail konfigurasi ditunjukkan pada Gambar 1. Nilai sifat minyak tanah dan air yang digunakan pada simulasi ini sama dengan nilai pada eksperimen oleh Hanif (2018), yang ditunjukkan Tabel 1.

Tabel 1. Sifat fluida yang Dipakai pada Simulasi pada T=300°C dan Tekanan = 1 atm

Fluida	Massa Jenis (ρ)	Viskositas Dinamis (μ)
Air	997 kg/m ³	0,00086 kg/m.s
Minyak Tanah	820 kg/m ³	0,1344 s

Kondisi batas dibagi menjadi 4 bagian utama. Bagian pertama adalah *oil inlet section* lokasi aliran minyak untuk masuk menuju pipa horizontal, bagian kedua adalah lokasi untuk air masuk atau disebut *water inlet*. Bagian ketiga yang terletak paling ujung merupakan lokasi tempat fluida baik minyak dan air keluar bersama-sama (yang di set up *pressure outlet*). Sedangkan yang keempat adalah dinding pipa yang menggunakan *wall function*. Adapun variasi kecepatan disajikan pada Tabel 2.

Tabel 2. Variasi Kecepatan pada Simulasi.

Variasi	Kecepatan superfisial minyak (V _o)	Kecepatan superfisial air (V _w)
1	0,221 m/s (6 liter/menit)	0,147 m/s (4 liter/menit)
2	0,221 m/s (6 liter/menit)	0,221 m/s (6 liter/menit)
3	0,294 m/s (8 liter/menit)	0,0737 m/s (2 liter/menit)
4	0,294 m/s (8 liter/menit)	0,147 m/s (4 liter/menit)

2.2. Metode Diskretisasi

Simulasi *transient* dibuat dengan *variable time step* dengan *courant number* dijaga di bawah 1. Persamaan yang dipilih diselesaikan dengan metode *Eulerian Multi-Fluid Vof Model*. *Eulerian Multi-Fluid VOF* model adalah persamaan independen konservasi masa dan momentum untuk 2 fasa yang terlibat (*ANSYS Theory Guide*).

Simulasi *unsteady* memiliki konsekuensi stabilitas model sangat bergantung terhadap *time-step* yang ditentukan. Kriteria konvergensi yang dipakai adalah kondisi CFL (Courant–Friedrichs–Lewy). Korelasi perhitungan *time step* dan *courant number* berdasarkan kondisi CFL (Courant–Friedrichs–Lewy) ditunjukkan pada Persamaan (1) (*ANSYS Theory Guide*).

$$\Delta t \equiv \frac{C \Delta x}{U} \quad (1)$$

Dengan penjelasan Δt adalah *time step*
 U adalah karakteristik kecepatan dari sistem
 Δx adalah jarak dari grid pada model numeris
 C adalah bilangan *Courant Number*

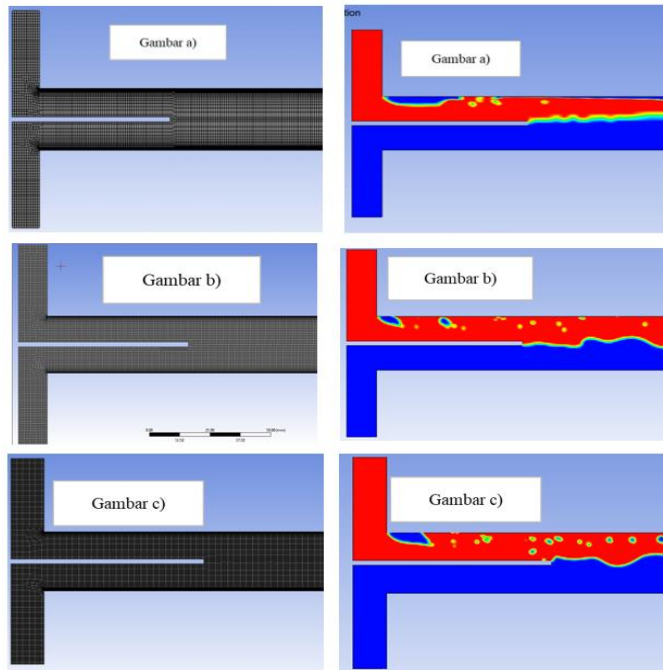
Konvergensi simulasi dijaga agar bilangan *Courant Number* tidak lebih dari 1. Selama simulasi berada di sekitar 0,6 hingga 0,9.

3. HASIL DAN PEMBAHASAN

3.1. Meshing-Grid Independent Test

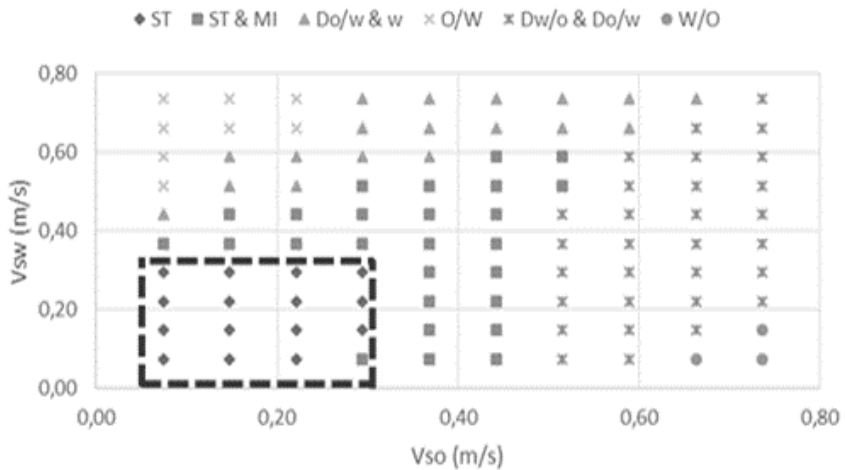
Meshing melibatkan penambahan efek dari *inflation* dengan *growth* yang seragam sebesar 1,2. Konfigurasi dibuat demikian untuk memberikan efek yang baik untuk kontak adhesi dinding (*wall adhesion contact*) antara minyak dan air. Penjelasan detail teknik penambahan *inflation* telah dijabarkan aplikasinya oleh Shi (2017). Kepadatan jumlah mesh yang digunakan untuk simulasi uji *mesh* dapat dilihat pada Gambar 2 yang menunjukkan jumlah elemen 51020, 81516, dan 141330. *Meshing* diubah dengan menggunakan *generated/automatic mesh* namun tetap mempertahankan *inflation* dari dinding pipa menuju ke tengah pipa. Hal ini dipilih agar secara seragam profile inflasi dapat dijaga namun memberikan kepadatan mesh yang berbeda-beda. Di mana di daerah dekat dinding, akan memiliki kepadatan lebih besar daripada tengah-tengah pipa. Hal ini diperlukan agar meningkatkan akurasi perhitungan turbulensi yang dipengaruhi oleh dinding. Konfigurasi seperti ini akan mempertahankan nilai y^+ berada di sekitar 1 yang sangat akurat untuk pendekatan *near wall treatment* dengan *near wall modelling*. Di mana *near wall modelling* sangat cocok untuk model turbulen *shear stress transport (SST) $k-\omega$* yang dipilih. Di mana *shear stress transport (SST) $k-\omega$* dipilih karena mendukung nilai bilangan Reynolds dari skenario kecepatan superfisial fluida dalam simulasi. Parameter penyelesaian dalam *mesh independence test* ini meliputi kondisi antarmuka minyak dan air. Pada *Mesh Independence Test* untuk penelitian ini dilakukan simulasi dengan laju aliran yang sama pada 3 konfigurasi mesh yang berbeda. Laju aliran yang digunakan adalah 6 liter/menit minyak dan 8 liter/menit air. Diperoleh hasil mesh 81516 yang ditunjukkan pada Gambar 2 (b), memiliki kehalusan yang cukup jelas menggambarkan antarmuka dengan waktu komputasi yang cukup optimal. Perlu dicatat bahwa waktu komputasi belum termasuk waktu *data post processing* dengan *CFD post processing* dan matlab yang bisa menghabiskan waktu rata-rata 72 jam.

3.2. Perbandingan Visual Simulasi

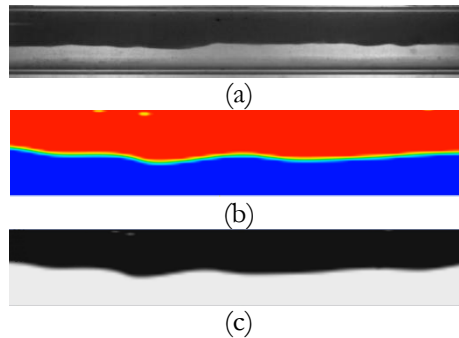


Gambar 2. Perbandingan antara konfigurasi 1 (gambar a, 51020 elemen), konfigurasi 2 jumlah (gambar b, 81516 elemen), dan konfigurasi 3 (gambar c, 141330 elemen)

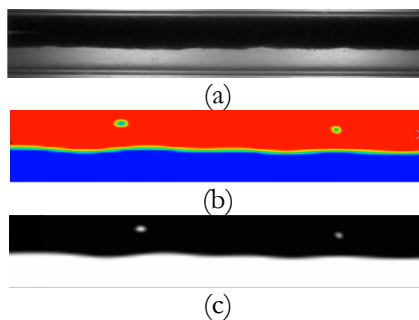
Dapat disimpulkan bahwa *regime* aliran hasil simulasi sudah sesuai dengan *regime* aliran di pemetaan pola aliran Gambar 3. Maka *set up input* pemodelan simulasi relatif akurat untuk merepresentasikan kondisi yang diperoleh dari eksperimen.



Gambar 3. Pemetaan pola aliran (Yudi, 2018)



Gambar 4. Kecepatan *superficial* minyak 0,221 m/s dan air 0,147 m/s di 10D (a) Hasil eksperimen (b) Hasil simulasi (*rainbow*) (c) Hasil simulasi (*grayscale*)



Gambar 5. Kecepatan *superficial* minyak 0,221 m/s dan air 0,147 m/s di 40D (a) Hasil eksperimen (b) Hasil simulasi (*rainbow*) (c) Hasil simulasi (*grayscale*)

Gelombang yang terbentuk ditunjukkan pada Gambar 4 memberikan kesimpulan bahwa hasil simulasi relatif cukup mewakili dengan eksperimen yang dilakukan. Simulasi berhasil membentuk tinggi dan rendah gelombang (bagian b dan c) yang relatif mirip dengan yang terbentuk di eksperimen (bagian a). Tidak hanya relatif mirip pada bagian awal pipa horizontal 10 D, hasil simulasi juga konsisten relatif mirip pada 40 D yang ditunjukkan pada Gambar 5. Adapun tinggi dan rendah gelombang pada 40 D relatif lebih tenang dikarenakan letak yang lebih jauh terhadap inlet. Kondisi gelombang 40 D tersebut menunjukkan fenomena turbulensi sudah mengalami dissipasi yang membuat gelombang relatif lebih tenang.

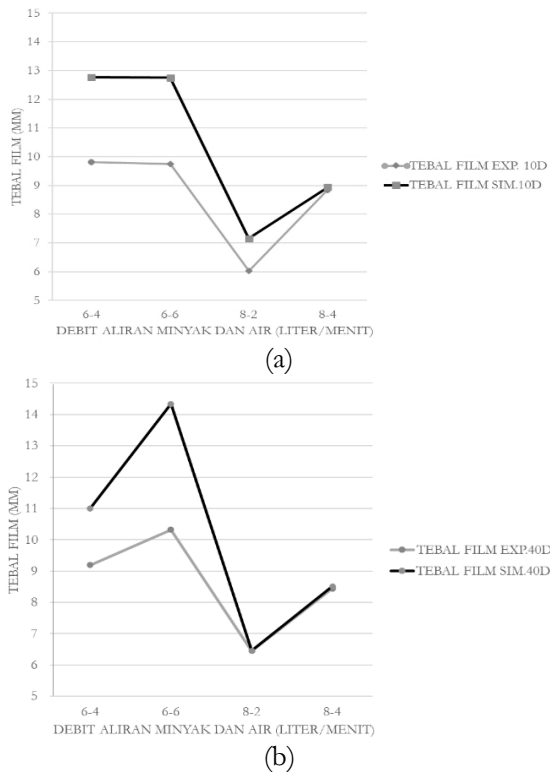
3.3. Perhitungan Tebal Film dan Kecepatan Gelombang

Untuk menghitung ketebalan film, hasil simulasi diproses menjadi *video* dengan menggunakan *Ansys CFD Post Processing*. *Video* kemudian akan diolah menjadi beberapa *frame* menggunakan *MATLAB* dengan metode *image processing* untuk mendapatkan tebal film pada aliran. Dari *frame* yang diperoleh dipetakan perbedaan warna antara minyak dan air, dan batas perbedaan warna dideteksi sebagai antarmuka minyak dan air. Dari perubahan antarmuka di setiap potongan *frame* dari *video* serta *delay* dari titik puncak gelombang yang terdeteksi terhadap referensi akan diketahui pembentukan gelombang dan dinamika kecepatan gelombang.

Dalam grafik Gambar 6, digambarkan pengaruh ketebalan film yang dipengaruhi oleh perbandingan minyak dan air, di mana jika kecepatan minyak ditingkatkan dan kecepatan air diturunkan, maka akan membentuk kecenderungan tebal film yang menurun. Dalam kondisi

kecepatan superfisial minyak yang sama, peningkatan kecepatan superfisial air akan meningkatkan tebal film. Tebal Film yang dimaksud adalah ketebalan lapisan air pada campuran yang dihitung dari batas dinding bagian bawah permukaan pipa.

Metode yang digunakan dalam menghitung kecepatan gelombang adalah *cross correlation* yang dilakukan pada eksperimen oleh Bhaskara (2018). Dari hasil perhitungan *cross correlation* didapatkan data kecepatan gelombang untuk tiap-tiap data yang diambil. Gambar 7 menunjukkan korelasi langsung kecepatan air terhadap kecepatan gelombang sekaligus perbandingan hasil simulasi dengan hasil eksperimen dari 2 variasi kecepatan di titik 10D dan 40D. Setiap kecepatan superfisial air meningkat, maka nilai kecepatan gelombang juga mengalami peningkatan. Fenomena peningkatan nilai kecepatan gelombang ini memiliki pola yang serupa dengan fenomena yang terjadi pada aliran gas-cair.

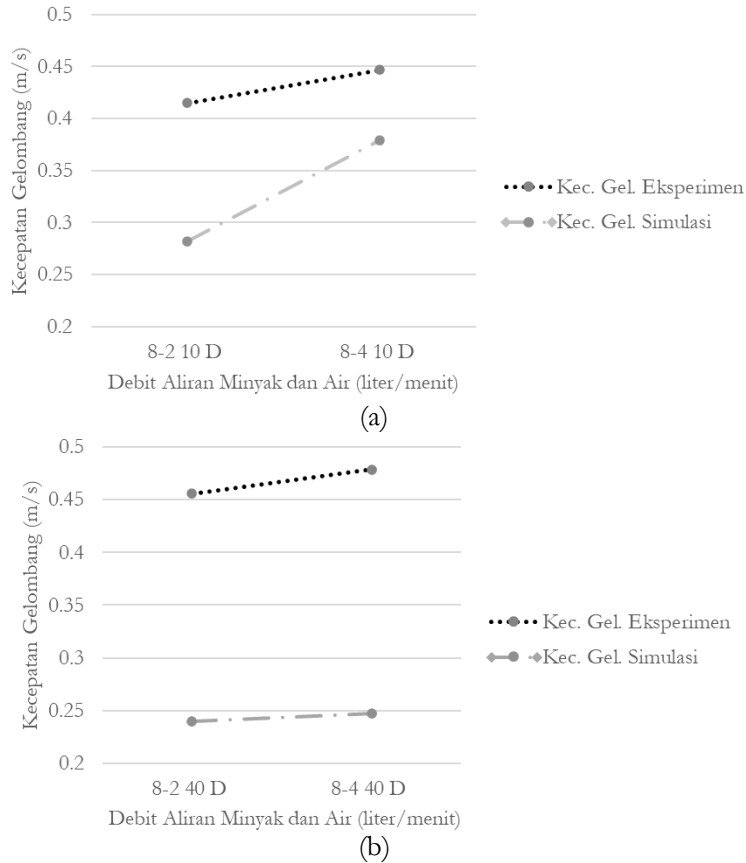


Gambar 6. Perbandingan Tebal Lapisan Film (mm) Simulasi dan Eksperimen di

(a) lokasi 10D (10x diameter)

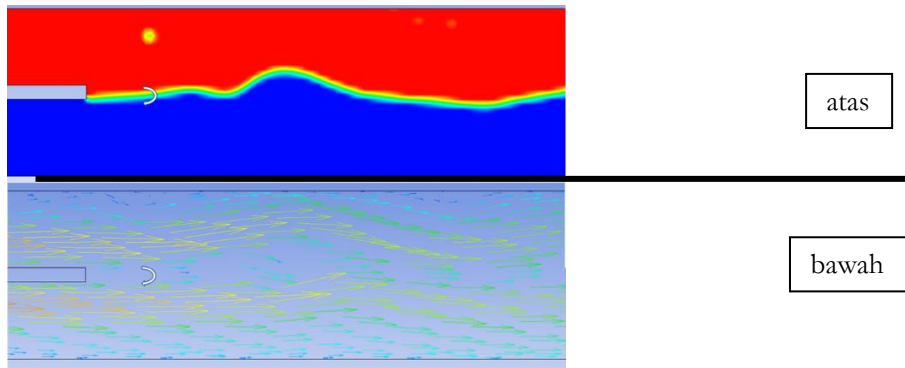
(b) lokasi 40D (40 x diameter)

Pada penelitian yang dilakukan oleh Setyawan (2016), kecepatan gelombang mengalami peningkatan tiap ada kenaikan kecepatan superfisial fluida. Kenaikan kecepatan gelombang diperkirakan karena adanya kenaikan gaya geser pada gelombang antarmuka aliran.



Gambar 7. Perbandingan Simulasi dan Experimen Kecepatan Gelombang (m/s) untuk kecepatan minyak 8 liter per menit pada titik (a) di 10D dan (b) di 40D

Adanya gelombang yang terbentuk pada daerah antarmuka, menunjukkan bahwa terdapat perbedaan kecepatan superfisial masing-masing fluida yang memberikan gaya geser satu sama lain pada batas antarmuka fluida yang pada akhirnya menyebabkan munculnya gelombang. Gambar 8 menunjukkan peta vektor kecepatan yang berbeda di fase minyak (merah) dan air (biru), yang dapat dijelaskan dengan teori pembentukan gelombang *Kelvin-Helmboltz Stability* oleh AL-Wahaibi (2007). Dijelaskan bahwa faktor-faktor yang mempengaruhi kestabilan gelombang multifasa di antaranya adalah geometri aliran, kecepatan superfisial fluida yang menyebabkan gaya geser, sifat fisis fluida (seperti massa jenis dan viskositas), tegangan muka, serta gaya gravitasi. Terlihat dari peta vektor kecepatan pada Gambar 8 terdapat kecepatan superfisial berbeda saling berinteraksi pada antarmuka fluida.



Gambar 8. Gambar gelombang antar muka (di bagian atas) di antara minyak (merah) dan air (biru) yang dilengkapi dengan Peta Vektor Kecepatan Fluida dengan tanda panah aliran (di bagian bawah)

Fenomena gaya geser akibat perbedaan kecepatan superficial masing-masing fasa menyebabkan munculnya gelombang antarmuka konsisten di semua titik, baik pada 10 D yang relatif dekat dengan inlet maupun pada 40 D yang relatif jauh dari inlet. Gaya geser yang pada masing-masing fasa kemungkinan dipengaruhi oleh gaya geser hasil turbulensi pada dinding pipa dan turbulensi di inlet. Kondisi turbulensi di dinding dan inlet tersebut pada akhirnya kemungkinan saling mempengaruhi di daerah antarmuka sehingga terbentuk gelombang. Pengaruh efek turbulensi di sekitar dinding terhadap pola aliran juga dijelaskan oleh Salim (2009).

4. KESIMPULAN

Konfigurasi simulasi untuk mendapatkan simulasi aliran dua fasa campuran minyak dan air pada *stratified flow regime* dapat dicapai dengan menggunakan Model multiphase Eulerian Multi-Fluid VOF yang dipasangkan dengan model turbulensi *shear stress transport (SST) k- ω* dan *turbulence damping*. Jika dibandingkan dengan hasil visual eksperimen, gelombang yang terbentuk pada simulasi memiliki hasil kondisi yang saling bersesuaian. Adapun analisis fenomena dinamika kecepatan gelombang berdasarkan konfigurasi simulasi dijelaskan sebagai berikut.

- a. Simulasi konsisten dengan teori terbentuknya gelombang dari *Kevin-Helmholtz Stability* oleh Wahaibi (2007) ^[11] di mana faktor-faktor yang mempengaruhi kestabilan gelombang multifasa di antaranya salah satunya adalah perbedaan kecepatan superficial fluida pada antarmuka yang ditunjukkan dengan peta vektor kecepatan pada simulasi.
- b. Hasil simulasi untuk pengaruh kecepatan superficial air terhadap ketebalan film dan terhadap kecepatan gelombang memiliki kecenderungan yang sama. Terdapat peningkatan ketebalan film dan kecepatan gelombang ketika kecepatan superficial air naik pada kecepatan superficial minyak yang sama. Kecenderungan fenomena ini sama dengan yang terjadi pada eksperimen di kedua titik pada pipa horizontal (titik 10 D dan 40 D dari inlet).

5. DAFTAR PUSTAKA

- Akhlagi, M., et. Al. 2019. Multi-Fluid VoF model assessment to simulate the horizontal air-water intermittent flow. *Chemical Engineering Research and Design*. 152, 48-49.
- Al-Wahaibi, Talal, Angeli, Panagiota, 2007, Transition Between Stratified and Non Stratified Horizontal Oil Water Flows Part I: Stability Analysis, *Chemical Engineering Science*, 62, 2915-2928.

- ANSYS® Fluent, Fluent Theory Guide, 2012. USA: ANSYS Inc.
- Barral, A. H., Ebenezer, A., Angeli, P. 2015. Flow structure in horizontal oil - water flow. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 60, 115–122.
- Bhaskara, Ryan Wiratama 2018. Studi Eksperimental Perubahan Kecepatan Gelombang Aliran Minyak-Air Rezim Stratified Wavy Pada Pipa Horizontal LLCC Menggunakan Metode Image Processing. Skripsi Studi Teknik Mesin Departemen Teknik Mesin Dan Industri Fakultas Teknik Universitas Gadjah Mada.
- Deendarlianto, Moeso A., Adhika W., Okto D., Khasani, Indarto., 2016. CFD Studies on the Gas-Liquid Plug Two-Phase Flow in a Horizontal Pipe. *J. Petroleum Sci. and Eng.* 147, 779-787.
- Hanafizadeh, P., Alireza, H., Amir, K. 2015. Experimental investigation of oil–water two phase flow regime in an inclined pipe. *Journal of Petroleum Science and Engineering inclined pipe*, 136, 12-22
- Hanif, Muhammad A. 2018. Studi Eksperimen Perubahan Frekuensi Aliran Dua Fasa Campuran Air-Minyak Tanah dengan Pola Stratified Wavy Pada Pipa Horizontal LLCC dan Pengaruhnya Terhadap Panjang Pipa Menggunakan Metode Image Processing. Skripsi Studi Teknik Mesin Departemen Teknik Mesin Dan Industri Fakultas Teknik Universitas Gadjah Mada.
- Salim .M. Salim, Cheah, S.C., 2009. Wall y^+ Strategy for Dealing with Wall-bounded Turbulent Flows. *Proceedings of the International Multi Conference of Engineers and Computer Scientists Vol II*.
- Setyawan, Andriyanto, Indarto, Deendarlianto, 2016. The effect of the fluid properties on the wave velocity and wave frequency of gas-liquid annular two-phase in a horizontal pipe. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 71, 25-41.
- Shi, Jing., M. Gourma, Hoi Yeung. 2017. CFD Simulation of Horizontal oil-water flow with matched density and medium viscosity ratio in different flow regimes. *J. Petroleum Sci. and Eng.* 151, 373-383.
- Yudi, Olga Priandana. 2018. Studi Eksperimental Pemetaan Pola Aliran Minyak-Air Pada Pipa Horizontal Separator Liquid-Liquid Cylindrical Cyclone. *Fluid Mechanics Research UGM*.

Studi Eksperimen Pengaruh Sudut *Pitch* terhadap Karakteristik Performa pada Turbin Angin *Counter-Rotating*

F.A. Azhar* dan M.A. Bramantya

Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada.
Jl. Grafika No.2, Kompleks UGM, Yogyakarta 55281, Indonesia,
Telp. (0274) 521673
e-mail: averoazhar@gmail.com

Abstrak

Pemanfaatan energi angin menjadi daya berguna menuntut peningkatan efisiensi turbin angin. Cara lain untuk meningkatkan efisiensi dengan menggunakan turbin angin *counter-rotating*. Pada penelitian ini dilakukan pengamatan performa dari turbin angin *full Scale* model *counter-rotating* (CRWT) dengan sebuah generator dan roda gigi. Pengujian dilakukan pada kondisi lingkungan sebenarnya dan kecepatan angin yang fluktuatif. Rotor turbin depan dan belakang menggunakan 3 buah bilah dengan rasio diameter (D_1/D_2) = 0,5. Desain aerodinamika bilah turbin *counter-rotating* dibuat berdasarkan perhitungan menggunakan teori *Blade Element Momentum* (BEM). Sudut *pitch* rotor turbin diatur sebesar 0° , 10° dan 20° dan diamati daya elektrik keluaran dari generator untuk mengetahui perbedaan performa dari masing-masing variasi. Koefisien daya maksimum yang dihasilkan oleh rotor pada kecepatan angin 4 m/s sampai 7 m/s dengan sudut *pitch* 0° sebesar $4,5 \times 10^{-3}$. Sedangkan turbin angin dengan sudut *pitch* rotor 10° dan 20° koefisien daya tertinggi masing-masing tercapai sebesar $3,6 \times 10^{-3}$ dan $3,3 \times 10^{-3}$. Hasil pengujian menunjukkan semakin besar sudut *pitch* koefisien daya yang dihasilkan pada kecepatan angin rendah semakin besar, akan tetapi semakin tinggi kecepatan angin rotor dengan sudut *pitch* kecil menghasilkan koefisien daya yang lebih besar.

Kata kunci : *turbin angin counter-rotating, sudut pitch, performa, pengujian lingkungan.*

Abstract

In order to improve the efficiency of wind turbine, counter-rotating wind turbine was proposed. In this study the performance of a full-scale counter-rotating model of wind turbine was observed with a generator and gears. The test carried out in actual environmental conditions and fluctuating wind speeds. Front and rear turbine rotors use 3 blades with a diameter ratio (D_1 / D_2) = 0.5. The aerodynamic design of the counter-rotating turbine blades calculated based on the Blade Element Momentum (BEM) theory. The pitch angle of the turbine rotors were set at 0° , 10° and 20° and the electric power output of the generator was observed to determine the difference in performance of each variation. The maximum power coefficient produced by the rotor at wind speed 4 m/s – 7 m/s with pitch angle of 0° is $4,5 \times 10^{-3}$. Whereas wind turbines with rotor pitch angles of 10° and 20° the highest power coefficients were achieved at $3,6 \times 10^{-3}$ and $3,3 \times 10^{-3}$. The test results shows, increased pitch angle

produced more power coefficient at low wind speeds, but in the high wind speed, rotor with a small pitch angle performed better.

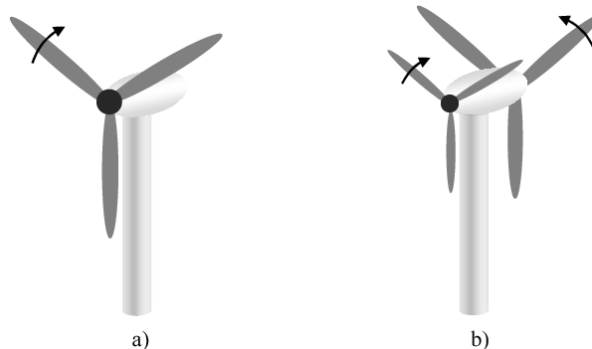
Keywords : counter-rotating wind turbine, pitch angle, performance, environmental test.

1. PENDAHULUAN

Perkembangan turbin angin saat ini dilatar belakangi berkurangnya potensi energi fosil terutama minyak dan gas bumi, sehingga mendorong Energi Baru dan Terbarukan (EBT) sebagai prioritas utama untuk menjaga ketahanan dan kemandirian energi. Di Indonesia sendiri potensi energi baru terbarukan (EBT) belum dimanfaatkan secara maksimal termasuk di dalamnya sumber daya angin.

Berdasarkan hasil survei potensi sumber daya angin dari beberapa daerah yang dihimpun, diperoleh kecepatan angin di Indonesia tergolong pada kecepatan angin rendah yaitu dalam rentang 3 – 5,5 m/s. Sehingga penting untuk dilakukan pengembangan turbin angin yang dapat memanfaatkan energi angin secara maksimal dengan kondisi kecepatan angin yang rendah namun menghasilkan daya yang tinggi.

Sebagian besar turbin angin yang digunakan saat ini memiliki desain turbin dengan rotor tunggal yang memiliki tiga bilah rotor yang dipasang pada *hub* di depan rumah generator seperti yang ditunjukkan pada Gambar 1a. Berdasarkan teori batas Betz, turbin angin sumbu horizontal rotor tunggal (HAWT) dapat menangkap energi angin maksimum 59,3% yang melewati luasan area turbin dengan asumsi aliran satu dimensi, stabil dan tidak dapat dimampatkan. Di sisi lain, untuk mencapai efisiensi aerodinamika 59,3% sesuai teori batas Betz tidak dapat direalisasikan oleh HAWT rotor tunggal. Hukum fisika dan kendala lain membatasi efisiensi tidak lebih besar dari sekitar 53%.



Gambar 1. a) Turbin angin rotor tunggal, b) Turbin angin *counter-rotating*

Cara lain untuk meningkatkan efisiensi turbin angin adalah dengan menggunakan metode turbin angin rotor ganda. Metode tersebut menggunakan 2 rotor dalam satu poros sehingga jika dibandingkan dengan turbin dengan rotor tunggal, luas penampang rotor yang sama akan menghasilkan daya lebih karena angin datang ditangkap oleh dua buah rotor. Dengan mempertimbangkan fenomena *wake* dan pembangkitan aliran vortex setelah udara melewati rotor depan, konfigurasi putaran pada turbin angin rotor ganda diatur berputar saling berlawanan arah yang saat ini dikenal dengan turbin angin *counter-rotating* seperti pada Gambar 1b. Model turbin angin *counter-rotating* berpotensi secara efektif dapat menghasilkan koefisien daya lebih besar dibandingkan turbin rotor tunggal disebabkan aliran *wake* di belakang rotor

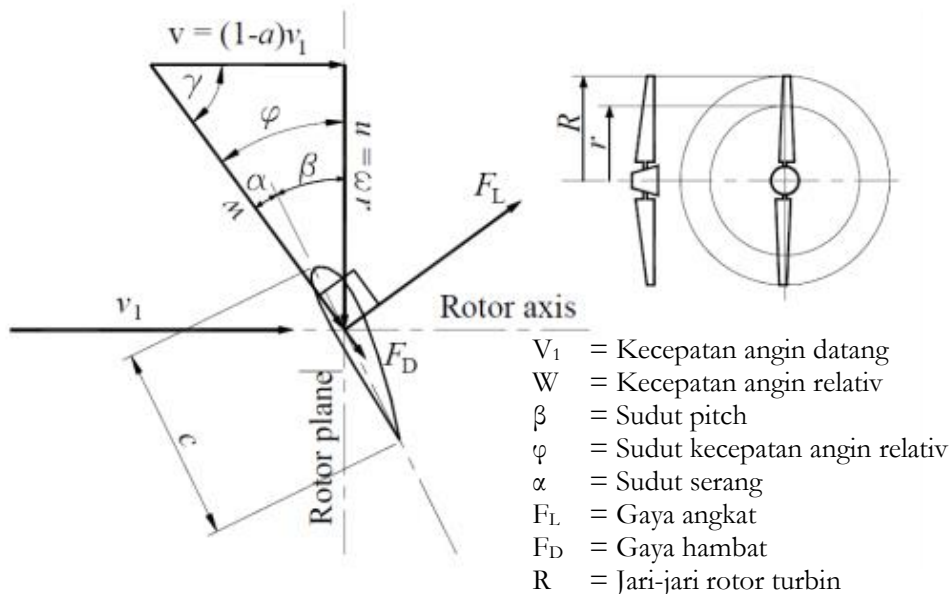
depan cenderung berputar berlawanan dengan arah rotasi rotor depan, sehingga rotor belakang harus berputar searah dengan putaran *wake* agar dapat menyerap energi angin lebih efektif. Hal tersebut dibuktikan oleh Wei dkk. dengan melakukan pengamatan pada 2 model turbin disusun segaris yang berputar *co-rotating* dan *counter-rotating* membuktikan daya yang dihasilkan kedua turbin dengan konfigurasi *counter-rotating* lebih besar dari pada *co-rotating*. Newman merumuskan model matematika dan melakukan simulasi numerik satu dimensi dari turbin rotor ganda dan rotor tak hingga, nilai batas koefisien daya teoritis diprediksi mampu mencapai 64% untuk turbin rotor ganda dan 66,7% untuk rotor tak hingga melebihi dari batas Betz untuk rotor tunggal dengan batas maksimum 59%.

Kajian numerik turbin angin *counter-rotating* telah dilakukan oleh Buana dkk. dengan variasi rasio diameter rotor depan dan belakang sebesar 0,5 hingga 2,0. Selain itu, Lee, dkk. melakukan analisa karakteristik aerodinamika dengan membandingkan jumlah bilah pada turbin angin rotor tunggal dan rotor ganda. Dari kedua penelitian tersebut menunjukkan peningkatan pada koefisien daya yang dihasilkan oleh turbin angin *counter-rotating*.

Melalui kajian eksperimental pada cerobong angin, Mitulet dkk. memvariasikan model bilah rotor dengan rasio diameter rotor 1:1 pada jarak rotor 1 m. Sementara Zhiqiang dkk. melakukan pengamatan terhadap berbagai rasio diameter dan sudut *pitch* turbin angin *counter-rotating*. Kedua penelitian tersebut membuktikan terdapat peningkatan daya pada turbin angin *counter-rotating* apabila dibandingkan dengan turbin angin rotor tunggal.

Dari beberapa studi literatur di atas pengujian turbin angin *counter-rotating* masih sebatas pengujian simulasi dan eksperimental pada cerobong angin. Sehingga dirasa perlu untuk dilakukan pengamatan terhadap hasil performa yang dihasilkan pada kondisi lingkungan langsung untuk membuktikan teori yang berkembang pada turbin angin *counter-rotating*. Pada penelitian ini akan dilakukan pengamatan performa dari turbin angin *full Scale* model *counter-rotating* dengan sebuah generator dan roda gigi. Desain rotor turbin disesuaikan dengan kondisi kecepatan angin rata-rata pada lokasi penelitian. Pengaruh perubahan sudut *pitch* pada rotor turbin lebih difokuskan pada pengujian performa turbin angin *counter-rotating*.

Gambar 2 menunjukkan informasi tentang kecepatan dan distribusi gaya yang tercipta pada elemen bilah rotor. Sudut *pitch* adalah sudut yang terbentuk antara *chordline* dan bidang rotasi rotor pada kondisi desain. Pada penelitian ini sudut *pitch* akan divariasikan sebesar 0°, 10°, dan 20°.

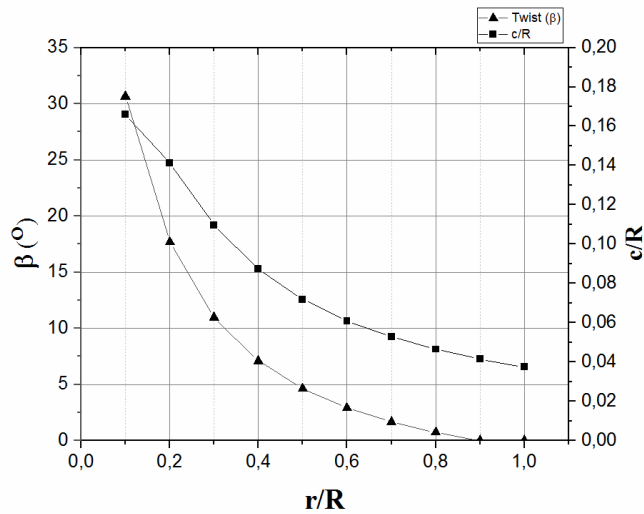


Gambar 2. Diagram vektor kecepatan dan gaya yang bekerja pada bilah turbin

2. METODE PENELITIAN

2.1. Desain Bilah Turbin

Desain aerodinamika bilah turbin counter-rotating dibuat berdasarkan perhitungan menggunakan teori *Blade Element Momentum* (BEM). Profil NACA 4415 dipilih sebagai bentuk dasar bilah dari pangkal bilah hingga ujung bilah karena memiliki perbandingan koefisien gaya angkat dan koefisien gaya hambat (C_L/C_D) yang tinggi dibandingkan dengan beberapa tipe profil *airfoil* lain (S822, S833, NACA 4412) pada kecepatan angin rendah [12]. Rotor turbin depan dan belakang menggunakan 3 buah bilah dengan rasio diameter (D_1/D_2) = 0,5. Kecepatan angin perancangan ditentukan sebesar 5,5 m/s sesuai dengan kondisi angin di wilayah pengujian dan RPM yang ingin dicapai sebesar 500 RPM berdasarkan putaran kerja optimal dari generator. Sehingga dengan menggunakan teori BEM dan pengembangan yang dilakukan oleh Schmitz terbentuk distribusi panjang *chord* (c) dan sudut puntir pada bilah (β) untuk rotor depan maupun belakang sesuai dengan Gambar 3. Selanjutnya pada Tabel 1 memperlihatkan spesifikasi rotor turbin angin yang digunakan.



Gambar 3. Distribusi chord dan sudut twist

Tabel 1. Spesifikasi Rotor Turbin

Spesifikasi	Rotor Depan	Rotor Belakang
Diameter	75 cm	150 cm
Jumlah Bilah	3	3
<i>Airfoil</i>	NACA 4415	NACA 4415
Sudut Serang desain	6°	6°
RPM desain	500	500
Arah Putaran	<i>Counter-clockwise</i>	<i>Clockwise</i>

2.2. Prosedur Pengambilan Data

Penelitian Turbin angin *counter-rotating* ini dilakukan secara eksperimental, dimana turbin angin dipasang dipinggir pantai selatan Yogyakarta dengan kecepatan angin rata-rata 5,5 m/s. Pengumpulan data dilakukan berdasarkan kecepatan angin yang tercapai saat pengujian. Alat ukur kecepatan angin menggunakan anemometer mangkok yang ditempatkan di depan rotor dengan jarak 1 m. Variasi sudut *pitch* rotor turbin sebesar 0°, 10° dan 20° dengan sudut ujung bilah sebagai acuan pengaturan sudut dan dilakukan pengamatan terhadap daya elektrik yang dihasilkan dari generator untuk mengetahui perbedaan performanya dari masing-masing variasi. Selanjutnya kontrol variabel pada penelitian ini adalah jumlah bilah rotor 3 buah pada rotor depan dan belakang, jarak aksial antara kedua buah rotor 0,4 m dan rasio diameter rotor 0,5. Bilah rotor terbuat dari material komposit *fiberglass*. Generator turbin menggunakan generator DC merek RAE Corporation dengan tegangan maksimum yang dihasilkan sebesar 20 VDC. Generator dihubungkan dengan 2 buah lampu AC yang masing-masing lampu memiliki daya maksimum 25 Watt dan disusun secara paralel. Perekaman data kecepatan angin, putaran rotor, tegangan dan arus dilakukan menggunakan data logger setiap 4 detik untuk melihat karakteristik performa rotor. Selanjutnya dari data yang diperoleh diambil daya maksimum yang mampu dihasilkan oleh generator pada tiap kecepatan angin.

2.2.1. Pengukuran Performa Turbin Angin *Counter-Rotating*

Parameter performa dari turbin angin bergantung pada daya keluaran dari turbin dan koefisien daya yang akan dievaluasi menggunakan persamaan (1) dan (2)

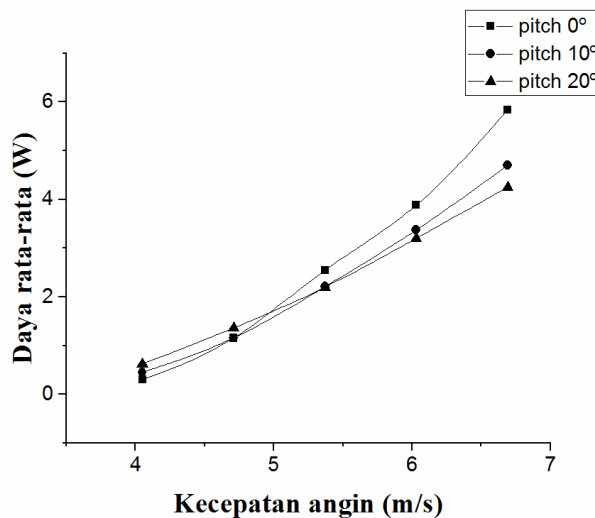
$$P_T = VI \tag{1}$$

$$C_P = \frac{P_T}{P_W} = \frac{VI}{\frac{1}{2}\rho AV_\infty^3 \eta_{gen} \eta_{gearbox}} \tag{2}$$

Daya dari turbin dihitung berdasarkan perkalian tegangan (V) dan arus (I) yang dihasilkan generator. adapun koefisien daya (C_p) merupakan bilangan tak berdimensi yang merepresentasikan efisiensi turbin. Koefisien daya didapat dari perbandingan antara daya rotor yang dihasilkan dan daya yang terdapat pada hembusan angin seperti yang dirumuskan pada persamaan (2) dimana, ρ merupakan densitas udara (kg/m^3) yang ditentukan sebesar $1,224 \text{ kg/m}^3$, A adalah luas area rotor yang dalam penelitian ini diambil luas area rotor terbesar, dan V_∞ adalah kecepatan angin.

3. HASIL DAN PEMBAHASAN

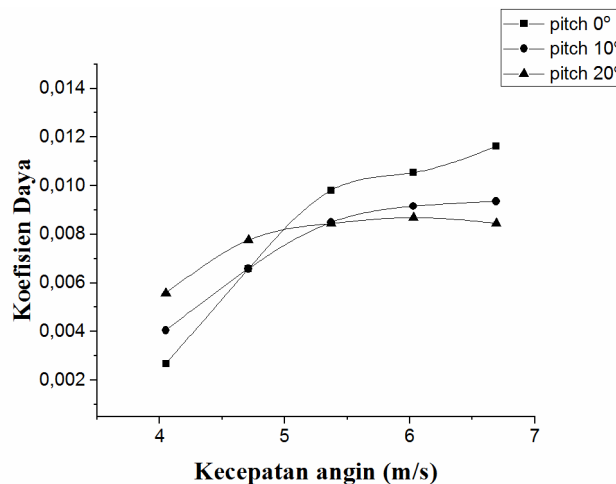
Pada Gambar 4 menunjukkan daya keluaran rata-rata yang dihasilkan generator pada rentang kecepatan angin 4 m/s hingga 7 m/s. Daya yang dihasilkan oleh rotor dengan berbagai variasi sudut *pitch* menunjukkan tren yang sama dimana peningkatan daya berbanding lurus terhadap peningkatan kecepatan angin. Daya terbesar yang dihasilkan turbin dengan sudut *pitch* 0° sebesar 5,84 watt. Selanjutnya untuk rotor dengan sudut *pitch* 10° dan 20° rata-rata daya maksimum yang dihasilkan sebesar 4,71 dan 4,25 watt. Tren yang sama juga ditunjukkan pada penelitian sebelumnya yang dilakukan oleh Sutrisno dkk. bahwa pembangkitan daya akan meningkat seiring dengan meningkatnya kecepatan angin. Daya keluaran yang semakin meningkat tersebut dikarenakan putaran rotor yang semakin tinggi akibat penyerapan daya angin oleh bilah rotor. Daya merupakan hasil perkalian antara tegangan dan arus yang dihasilkan generator. Peningkatan putaran generator yang dipengaruhi putaran rotor turbin menimbulkan gaya gerak listrik untuk menghasilkan tegangan dan arus.



Gambar 4. Daya generator terhadap kecepatan angin

Koefisien daya pada turbin angin sebagai indikator kemampuan turbin angin dalam menyerap energi yang terdapat pada angin ditunjukkan pada Gambar 5. Dari gambar tersebut menunjukkan karakteristik performa turbin angin *counter-rotating* terhadap perubahan sudut *pitch* dari hasil perhitungan menggunakan persamaan 2. Pada pengujian ini koefisien daya tertinggi dicapai oleh turbin angin dengan sudut *pitch* 0° dengan nilai $11,6 \times 10^{-3}$. Sedangkan turbin angin dengan sudut *pitch* rotor 10° koefisien daya tertinggi tercapai sebesar $9,4 \times 10^{-3}$ dan untuk rotor dengan sudut *pitch* 20° koefisien daya tertinggi tercapai sebesar $8,7 \times 10^{-3}$.

Dari Gambar 5 menunjukkan pengaruh perubahan sudut *pitch* terhadap performa dari turbin angin *counter-rotating*, dimana semakin besar sudut *pitch* koefisien daya yang dihasilkan pada kecepatan angin kurang dari 5 m/s akan semakin besar, akan tetapi semakin tinggi kecepatan angin, rotor turbin yang memiliki sudut *pitch* 0° mampu menghasilkan koefisien daya lebih besar. Fenomena tersebut dipengaruhi oleh sudut serang yang terbentuk dari masing-masing variasi sudut *pitch* rotor. Perubahan sudut *pitch* akan mempengaruhi sudut serang yang terbentuk pada permukaan bilah rotor. Hal tersebut mempengaruhi terbentuknya separasi pada permukaan bilah rotor yang mampu memperburuk kinerja dari rotor. Asumsi tersebut perlu dibuktikan dengan melakukan pengamatan terhadap medan aliran di area bilah dengan menggunakan CFD pada penelitian lebih lanjut. Pada kecepatan angin kurang dari 5 m/s rotor dengan sudut *pitch* 20° menghasilkan sudut serang optimum, sehingga rasio gaya angkat dan gaya hambat (C_L/C_D) berada pada kondisi maksimum untuk desain bilah dipakai dalam penelitian ini. Sebaliknya untuk rotor dengan sudut *pitch* 0° , sudut serang dan C_L/C_D optimum dicapai ketika kecepatan angin lebih dari 5,5 m/s.



Gambar 5. Koefisien daya terhadap kecepatan angin

4. KESIMPULAN

Dari hasil pengujian eksperimen turbin angin *counter-rotating* yang dilakukan pada kondisi lingkungan aktual telah berhasil dilakukan. Pengujian turbin angin *counter-rotating* berhasil dilakukan pada rentang kecepatan angin 4 m/s hingga 7 m/s. Dapat disimpulkan bahwa perubahan sudut *pitch* pada rotor mempengaruhi performa turbin angin. Pada rentang kecepatan angin 4-5 m/s semakin besar sudut *pitch* koefisien daya yang dihasilkan semakin besar. Akan tetapi dengan meningkatnya kecepatan angin, rotor dengan sudut *pitch* kecil menghasilkan

koefisien daya lebih besar. Koefisien daya maksimum yang dihasilkan oleh rotor dengan sudut *pitch* 0° sebesar $11,6 \times 10^{-3}$. Sedangkan turbin angin dengan sudut *pitch* rotor 10° dan 20° koefisien daya tertinggi masing-masing tercapai sebesar $9,4 \times 10^{-3}$ dan $8,7 \times 10^{-3}$.

Berdasarkan hasil pengujian diketahui bahwa rotor dengan sudut *pitch* tinggi memberikan manfaat pada *cut-in speed* yang rendah sehingga menjadikan turbin mudah berputar saat kecepatan angin rendah. Hal tersebut tidak terjadi pada rotor dengan sudut *pitch* rendah, akan tetapi untuk rotor dengan sudut *pitch* rendah mampu menghasilkan putaran rotor paling tinggi. Pengaruh perubahan sudut *pitch* terhadap *cut-in speed* tersebut lebih lanjut perlu dilakukan dengan menggunakan cerobong angin.

5. DAFTAR PUSTAKA

- A. Rosenberg, S. Selvaraj, and A. Sharma, "A novel dual-rotor turbine for increased wind energy capture," J. Phys. Conf. Ser., vol. 524, no. 1, 2014.
- B. Newman, "Multiple Actuator-Disc Theory for Wind Turbines," vol. 24, pp. 215–225, 1986.
- Hermawan, M. A. Bramantya, N. K. Majid, and A. Febrianto, "Experimental study effect of flange addition on mechanical power of diffuser augmented counter rotating wind turbine," AIP Conf. Proc., vol. 2001, pp. 3–10, 2018.
- L. A. Mituleț, G. Oprina, R. A. Chihaia, S. Nicolaie, A. Nedelcu, and M. Popescu, "Wind tunnel testing for a new experimental model of counter-rotating wind turbine," Procedia Eng., vol. 100, no. January, pp. 1141–1149, 2015.
- L. Zhiqiang, W. Yunke, H. Jie, Z. Zhihong, and C. Wenqi, "The study on performance and aerodynamics of micro counter-rotating HAWT," Energy, vol. 161, pp. 939–954, 2018.
- M. Bakırcı and S. Yılmaz, "Theoretical and computational investigations of the optimal tip-speed ratio of horizontal-axis wind turbines," Eng. Sci. Technol. an Int. J., vol. 21, no. 6, pp. 1128–1142, 2018.
- R. J. Conzemius, "WIND TURBINE AND SODAR OBSERVATIONS OF WAKES IN A LARGE WIND FARM," 19th Symp. Bound. Layers Turbul., 2010.
- R. K. Singh and M. R. Ahmed, "Blade design and performance testing of a small wind.
- S. Lee, H. Kim, and S. Lee, "Analysis of aerodynamic characteristics on a counter-rotating wind turbine," Curr. Appl. Phys., vol. 10, no. 2 SUPPL., pp. S339–S342, 2010.
- S. Lee, H. Kim, E. Son, and S. Lee, "Effects of design parameters on aerodynamic performance of a counter-rotating wind turbine," Renew. Energy, vol. 42, pp. 140–144, 2012.
- S. Martosaputro and N. Murti, "Blowing the wind energy in Indonesia," Energy Procedia, vol. 47, pp. 273–282, 2014.
- S. S. Navin Prasad E, Janakiram S, Prabu T, "Design and development of horizontal small wind turbine blade for low wind speeds," Int. J. Eng. Sci. Adv. Technol., no. 1, pp. 75–84, 2014.
- S. W. Buana, V. A. Koehuan, A. Riszal, S. Kamal, and S. Sugiyono, "Analisi Pengaruh Rasio Diameter sebagai Parameter Kinerja Aerodinamika Dual Rotor Counter-rotating Wind Turbine," Pros. Semnastek, no. November, pp. 1–10, 2016.
- Y. Wei, T. Wei, O. Ahmet, and H. U. Hui, "An experimental study on the effects of relative rotation direction on the wake interferences among tandem wind turbines," Sci. China Physics, Mech. Astron., vol. 57, no. 5, pp. 935–949, 2014.
- Z. Wang, W. Tian, A. Ozbay, A. Sharma, and H. Hu, "An experimental study on the aeromechanics and wake characteristics of a novel twin-rotor wind turbine in a turbulent boundary layer flow," Exp. Fluids, vol. 57, no. 9, pp. 1–17, 2016.

Pengaruh *Curing Time* Terhadap Sifat Mekanis Komposit *Epoxy/Carbon Fiber* dan *Epoxy/ Glass Fiber* dengan Metode Manufaktur *Bladder Compression Moulding*

M. I. Putra* dan G. Nugroho

Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada.
Jl. Grafika No.2, Kompleks UGM, Yogyakarta 55281, Indonesia,
Telp. (0274) 521673
e-mail: bungidris010@gmail.com

Abstrak

Material komposit banyak diminati karena memiliki keunggulan yang dibutuhkan dalam bidang *engineering*. Metode manufaktur komposit secara umum terbagi dua yaitu metode cetakan terbuka (*open mould*) dan metode cetakan tertutup (*close mould*). *Bladder compression moulding* merupakan metode manufaktur komposit cetakan tertutup yang mengaplikasikan tekanan dan pemanasan dalam kerjanya. Tujuan penelitian ini untuk memperoleh waktu optimum pada manufaktur komposit dengan metode *bladder compression moulding* serta mempelajari pengaruh variasi *curing time* terhadap sifat mekanis produk komposit yang dihasilkan. Penelitian ini menggunakan dua jenis material serat yaitu serat karbon dan serat gelas. Sebanyak 6 lapis Serat karbon dan 6 lapis serat gelas dibentuk dalam sebuah cetakan (*mould*) dengan resin epoksi sebagai matriksnya pada tekanan 7 Bar dan temperatur 120°C dengan variasi *curing time* 10 menit sampai dengan 70 menit dengan kenaikan tiap 10 menit. Hasil uji tarik menunjukkan bahwa kekuatan tertinggi komposit epoksi/serat karbon yaitu pada *curing time* 40 menit (351MPa) dan komposit epoksi/serat gelas diperoleh pada *curing time* 30 menit (279 MPa). Kesimpulan penelitian yaitu produktifitas komposit dapat dimaksimalkan dengan diperolehnya waktu optimum pada pembentukan komposit dengan metode *bladder compression moulding*.

Kata kunci : *Bladder compression moulding, sifat mekanis, epoksi/serat karbon, epoksi/serat gelas.*

Abstract

Composite material has many advantages was needed in engineering. Generally, composite manufacturing are divided in two methods, openmould and close mouldsystems. Bladder compression moulding is a method of close mould composite manufacturing involves pressure and heating system in the process. The purpose of this study is to obtain the optimum time in composite manufacturing using bladder compression molding method and to study the effect of curing time variations on the mechanical properties of composite products produced at 7 KPa and 120° C. This study uses two types of fiber, namely carbon fiber and glass fiber. Total of 6 layers carbon fiber and 6 layers glass fiber were formed in a mold which epoxy resin is the matrix with variations of holding time at 10 to 70 minutes with curing variations every 10 minutes. Tensile test results showed that the highest strength of carbon fiber / epoxy composites was at a curing time of 40 minutes (351MPa) and glass fiber/ epoxy obtained at a curing time of 30 minutes (279 MPa). The conclusion of this study was that the productivity of composite manufacturing can be maximized with optimum time for composite forming by bladder compression moulding method.

Keywords : *Bladder compression moulding, mechanical properties, carbon fiber/epoxy, glass fiber/ epoxy.*

1. PENDAHULUAN

Komposit merupakan material yang tersusun dari dua material atau lebih yang secara spesifik memiliki sifat mekanik yang berbeda dan tidak saling melarutkan sehingga saat digabungkan masih dapat dibedakan secara makroskopik dan akan membentuk material yang mewakili material penyusunnya. Karakteristik setiap bahan penyusun akan mempengaruhi karakter komposit yang dibentuk. Perkembangan ruang lingkup komposit saat ini merangkul hampir semua bahan *engineering* termasuk plastik, logam, keramik, kopolimer dan lain-lain (Jones, 1999).

Komposit memiliki beberapa keunggulan diantaranya ringan, kuat dan tahan korosi. Komposit banyak diminati karena sifatnya yang mampu menjawab kebutuhan masyarakat modern yaitu kuat namun tetap ringan. Pesatnya perkembangan dalam bidang material dan manufaktur menjadikan komposit mampu digunakan dalam beragam aplikasi seperti struktur pesawat terbang dan otomotif yang memerlukan bahan-bahan ringan namun tetap kuat (Mallick, 2007).

Metode pembentukan komposit yang umum ditemui diantaranya adalah *hand lay up*, *spray lay up*, *vacuum bagging*, *Resin transfer moulding* dan lain-lain. Jenis perlakuan dalam proses pembentukan komposit pada umumnya melibatkan pemanasan dan penekanan. *Bladder compression moulding* merupakan metode pembentukan komposit yang masih tergolong baru namun efektif dalam pembentukan komposit karena dapat membuat produk berongga dan kontur tertutup lainnya. Kualitas produk komposit yang dibentuk dengan *bladder compression moulding* sangat dipengaruhi oleh tiga variabel yaitu besarnya tekanan (*pressure*), suhu (*temperature*), dan waktu (*time*) (Anderson & Altan, 2012).

Ismadi (2018) meneliti pengaruh tekanan pada pembentukan komposit epoksi/serat karbon menggunakan metode *bladder compression moulding* dengan *curing time* selama 12 jam. Hasil penelitian menunjukkan bahwa tekanan optimum yang dapat dijadikan referensi dalam proses pembentukan komposit dengan metode *bladder compression moulding* adalah 7 Bar. Penelitian lain menjelaskan bahwa temperatur optimum pada pembentukan komposit dengan metode *bladder compression moulding* adalah 120°C dengan *curing time* selama 60 menit (Setyoko, 2018). Komposit epoksi/serat karbon maupun komposit epoksi/serat gelas yang dihasilkan menggunakan sistem pemanas rata-rata memiliki kinerja mekanis yang lebih tinggi dibandingkan komposit yang dibentuk pada *room temperature* (Singh dkk, 2018).

Curing time merupakan salah satu parameter penting yang perlu diperhatikan dalam proses manufaktur komposit karena *curing* yang tidak sempurna atau terlalu cepat dapat mengakibatkan berkurangnya ketahanan termal, transisi temperatur, ketahanan lembab, ketahanan fatik, kekuatan matriks, sifat-sifat kekakuan dan *curing time* yang terlalu lama tidak menguntungkan dalam sebuah proses manufaktur (Mazumdar, 2002).

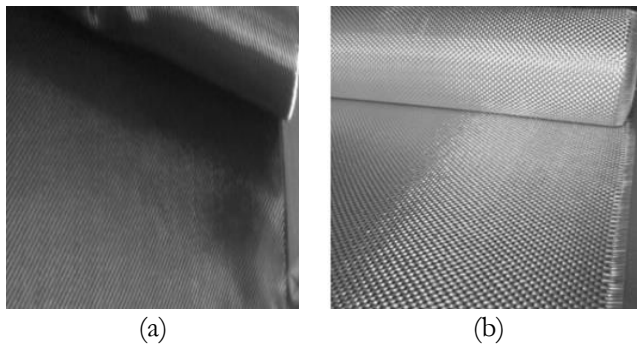
Belum ada informasi spesifik tentang *curing time* optimum yang dapat dijadikan acuan pada pembentukan komposit dengan metode *bladder compression moulding*. Oleh karena itu, penelitian ini bertujuan untuk memperoleh waktu optimum pada pembentukan komposit dengan metode *bladder compression moulding* menggunakan sistem pemanas internal serta mengetahui pengaruh variasi *curing time* terhadap sifat mekanis khususnya kekuatan tarik dari produk komposit yang dihasilkan dengan metode *bladder compression moulding*.

2. METODE PENELITIAN

Bladder compression moulding merupakan proses pembentukan komposit dengan menggunakan *bladder* di dalam cetakan tertutup. Cetakan berfungsi memberi bentuk akhir pada bagian luar produk dan umumnya terbuat dari bahan logam. Sedangkan *bladder* berfungsi meneruskan

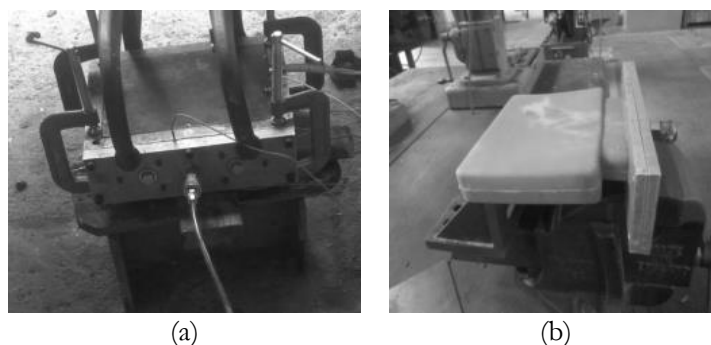
tekanan yang diterima dari kompresor ke sisi dalam untuk memadatkan bahan komposit selama proses *curing*. *Bladder* dibuat menyerupai bentuk produk komposit. Pembuatan *bladder* dapat dilakukan dengan memanfaatkan cetakan menggunakan *female mould*. *Bladder* dapat terbuat dari bahan *lateks* atau *silicon rubber*. Berbeda dengan *bladder moulding* konvensional yang mana proses *curing* sering dipanaskan menggunakan sumber panas eksternal seperti oven, *bladder compression moulding* menggunakan sistem pemanasan internal dalam *mould*. Selain itu, kelebihan metode ini yaitu mampu menahan tekanan tinggi sehingga menghasilkan komposit yang kuat dengan fraksi serat tinggi (Anderson & Altan, 2014). Penggunaan sistem pemanas internal pada metode *bladder compression moulding* memiliki nilai efektifitas yang lebih baik dalam hal konsumsi energi dibandingkan sistem pemanasan eksternal (Budi, 2020).

Jenis serat yang digunakan pada penelitian ini adalah serat karbon *woven roving* (WR 240) dan serat gelas *woven roving* (WR 200) sebagai penguat serta resin epoksi tipe *Bisphenol A-Epichlorohydrin* dengan *hardener* jenis *epoxy hardener* EPH 555 tipe *Cycloaliphatic Anine* sebagai matriks dengan perbandingan resin dan *hardener* yang digunakan yaitu 1: 1. Serat penguat komposit ditunjukkan pada Gambar 1.



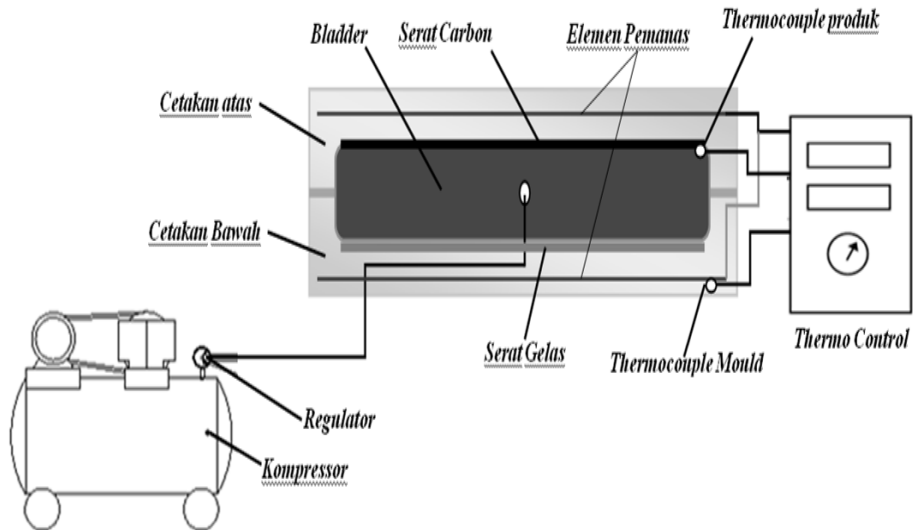
Gambar 1. (a). Serat karbon (b). Serat gelas

Manufaktur komposit dilakukan dengan metode *bladder compression moulding* menggunakan sistem pemanasan dan penekanan dalam proses kerjanya. Cetakan komposit yang digunakan pada penelitian ini terbuat dari bahan Aluminium seri 6 yang terdiri dari dua bagian dengan dimensi total saat tertutup 322 mm x 240 mm x 80 mm. Pada setiap *mould* juga dibuat ruang untuk pemanas dan *thermocontrol system* sebagai pengatur temperatur. Jenis *bladder* yang digunakan adalah *synthetic rubber* dengan ekspansi total 30%. *Mould* dan *bladder* yang digunakan dalam penelitian ini ditunjukkan pada Gambar 2.



Gambar 2. (a). Cetakan (b). *Bladder*

Produk komposit pada penelitian ini dihasilkan dari masing-masing 6 lapis serat karbon dan 6 lapis serat gelas pada tekanan 7 Bar dan temperatur 120°C dengan *curing time* 10 menit hingga 70 menit dengan variasi *curing time* tiap 10 menit. Seluruh alat dan bahan yang digunakan dalam percobaan ini dirangkai dalam suatu *eksperimental setup* seperti ditunjukkan pada Gambar 3.

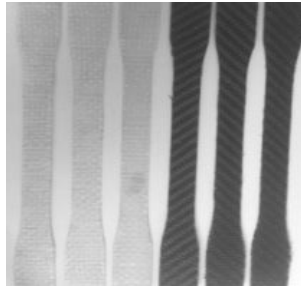
Gambar 3. *Experimental Set up*

Proses pembuatan produk komposit dengan metode *bladder compression moulding* dilakukan dengan langkah-langkah sebagai berikut:

Pertama, Permukaan *cavity* dibasahi dengan *release gel*, kemudian dioleskan resin epoksi yang telah dicampurkan dengan *hardener* pada masing-masing *cavity mould*. Satu lapis serat karbon *woven* diletakkan pada salah satu *cavity (mould atas)* dan satu lapis serat gelas pada bagian *cavity* yang lain (*mould bawah*). lalu oleskan kembali resin epoksi di atas lembaran serat karbon dan serat gelas. Proses diulangi hingga lapisan serat karbon dan lapisan serat gelas berjumlah masing-masing 6 lapis.

Kedua, *bladder* diletakkan di atas bahan komposit pada cetakan bawah dan bagian *mould* yang lain di cetakan atas lalu *mould* ditutup. tekanan *bladder* dinaikkan hingga 7 Bar lalu *mould* dipanaskan hingga mencapai temperatur 120°C. Pada tekanan dan temperatur ini (7 Bar, 120°C) ditahan selama 10 menit. Setelah itu pemanasan dihentikan dan *mould* didinginkan serta tekanan *bladder* diturunkan dan produk komposit dapat dilepas dari *mould*. Langkah sebelumnya juga dilakukan untuk variasi *curing time* yang lain pada 20 menit hingga 70 menit.

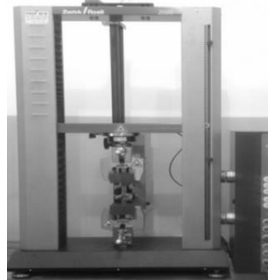
Produk komposit yang dihasilkan kemudian dipotong dalam bentuk spesimen uji tarik untuk mengetahui kekuatan tarik material. Standar uji tarik yang digunakan yaitu ASTM D-638 type III dengan dimensi panjang total 165 mm dan lebar 19 mm. Spesimen uji tarik komposit ditunjukkan pada Gambar 4.



Gambar 4. Spesimen uji tarik ASTM D-638

3. HASIL DAN PEMBAHASAN

Kekuatan tarik komposit yang dihasilkan diuji dengan mengikuti *standard ASTM D-638* (ASM Handbook, 2000). Pengujian tarik menggunakan *universal testing machine* (UTM) merk Zwick/Roll dengan kapasitas 20 KN seperti pada Gambar 5.



Gambar 5. *Universal Testing Machine* (UTM) merk Zwick/Roll

Hasil pengujian tarik material komposit epoksi/serat karbon dan komposit epoksi/serat gelas diperoleh hasil berupa gaya yang dibutuhkan, kekuatan tarik dan modulus tarik seperti pada tabel 1.

Tabel 1. Data Hasil Pengujian Tarik Komposit

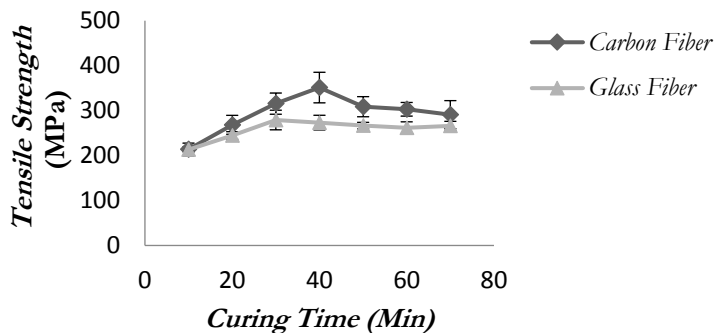
Komposit Epoksi/Serat Karbon							
No	Time [min]	Force [N]	σ_M [MPa]	E_t [MPa]	h [mm]	b [mm]	A0 [mm ²]
1	10	3976,95	214	4000	1.3	14.17	18.89
2	20	5447,90	268	5680	1.4	13.4	20.33
3	30	5453,44	316	6920	1.31	13.13	17.29
4	40	5975,92	351	6860	1.26	13.4	17.02
5	50	6098,33	308	4860	1.3	13.5	18.11
6	60	5753,33	303	7400	1.3	13.5	19.02
7	70	5904,15	315	6390	1,3	13,7	20,1
Komposit Epoksi/Serat Gelas							
No	Time	Force	σ_M	E_t	h	b	A0

	[min]	[N]	[MPa]	[MPa]	[mm]	[mm]	[mm ²]
1	10	2960,14	213	3690	1,2	13,61	13.88
2	20	3472,21	245	4180	1,04	13,56	14.19
3	30	3769,39	279	4360	1,0	13,66	13.53
4	40	3834,04	273	4530	1,02	13,75	14.03
5	50	3786,77	267	4442	1,02	13,85	14.22
6	60	3872,80	262	4613	1,04	13,83	14.25
7	70	3758,18	266	4400	1,04	13,95	14,81

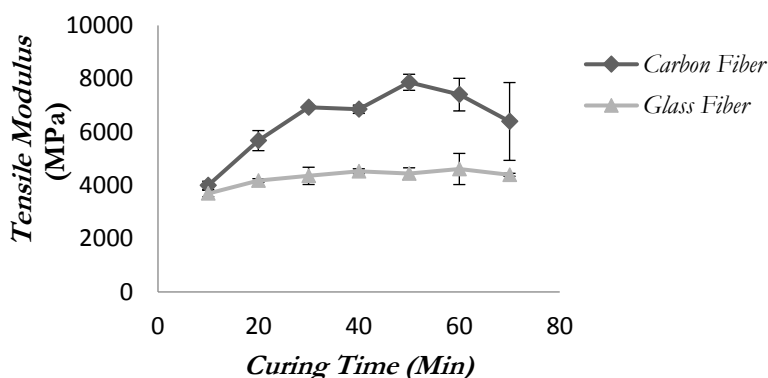
Hasil pengujian tarik menunjukkan kekuatan komposit epoksi/serat karbon meningkat dari *curing time* 10 menit (214 MPa) hingga mencapai nilai kekuatan tarik tertinggi pada 40 menit (351 MPa) dengan modulus tarik 6860 MPa. Meningkatnya nilai kekuatan tarik karena dipengaruhi oleh perilaku ikatan antar muka resin dan serat pada setiap variasi *curing time* yang semakin meningkat. Pemanasan pada temperatur proses 120°C memudahkan mobilisasi resin dalam laminasi serat dan menjadikan semakin banyak ikatan silang (*crosslinking*) yang terjadi. Semakin banyak ikatan silang (*crosslinking*) maka kekuatan tarik komposit akan semakin meningkat (Singh dkk, 2018). Kemudian pada *curing time* berikutnya kekuatan tarik cenderung konstan (308 MPa) pada waktu tahan 50 menit dan 60 menit (303 MPa) dengan modulus tarik 7400 MPa. Pengujian tarik pada komposit epoksi/serat gelas juga menunjukkan peningkatan kekuatan tarik dari *curing time* 10 menit (213 MPa) dan 20 menit (245 MPa) hingga mencapai kekuatan tarik tertinggi pada 30 menit (279 MPa) dengan modulus tarik 4360 MPa. Setelah itu kekuatan tarik komposit epoksi/serat gelas juga menunjukkan tren yang sama dengan komposit epoksi/serat karbon dimana kekuatan tarik cenderung konstan dengan nilai kekuatan tarik 267 MPa.

Nilai kekuatan tarik yang tidak mengalami perubahan signifikan setelah *curing time* 30 hingga 70 menit memberikan petunjuk bahwa pada *curing time* 30 menit, matriks telah mengalami fase *final cure*, yaitu keadaan dimana campuran resin dan *hardener* telah mengalami solidifikasi sempurna sehingga lamanya waktu penekanan dengan temperatur yang sama tidak lagi memberikan pengaruh terhadap kekuatan tarik komposit. Hasil penelitian ini juga didukung oleh (Kwak dkk, 2015), yang memanfaatkan sistem pemanasan eksternal pada pembentukan komposit epoksi/serat karbon dimana nilai kekuatan tarik komposit yang dihasilkan cenderung konstan setelah *curing time* 30 menit. Berdasarkan hasil yang dilaporkan oleh setyoko, penelitian ini dapat mengoptimalkan waktu pembentukan komposit khususnya pada metode *bladder compression moulding* hingga 50% *curing time*.

Hubungan kekuatan tarik dan variasi *curing time* ditunjukkan pada Gambar 6. Adapun hubungan modulus tarik dan variasi *curing time* juga menunjukkan modulus tarik komposit epoksi/serat karbon rata-rata lebih tinggi dibanding komposit epoksi/serat gelas pada semua variasi *curing time* seperti pada Gambar 7.



Gambar 6. Hubungan kekuatan tarik (MPa) dan variasi *curing time* (menit).

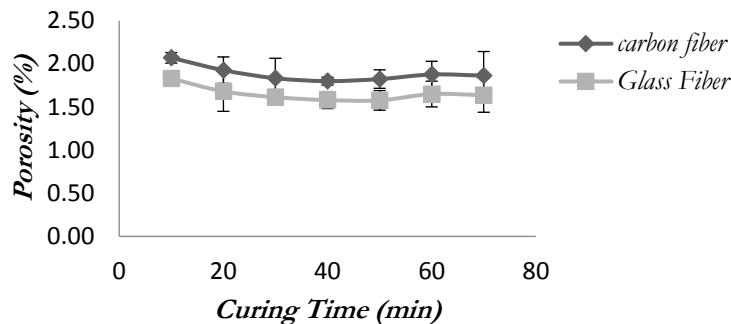


Gambar 7. Hubungan Modulus tarik (MPa) dan variasi *curing time* (menit)

Selanjutnya, dilakukan pengujian porositas untuk mengetahui pengaruh *curing time* terhadap porositas serta hubungannya dengan kekuatan tarik komposit. Porositas dapat diakibatkan oleh udara yang terperangkap saat proses *hand lay up* dan tidak berhasil keluar dari laminasi selama proses pembentukan komposit.

Hasil pengujian porositas menunjukkan bahwa pada komposit epoksi/serat karbon porositas menurun dari *curing time* 10 menit (2,1%) menjadi 1,83% pada *curing time* 30 menit. Selanjutnya nilai porositas tidak mengalami perubahan yang signifikan hingga *curing time* 70 menit dengan nilai porositas rata-rata 1,8%. Adapun pada komposit epoksi/serat gelas, porositas cenderung menurun dari *curing time* 10 hingga 70 menit. porositas tertinggi komposit epoksi/serat gelas pada *curing time* 10 menit (1,83%). Porositas komposit yang dihasilkan pada pembentukan komposit dengan metode *bladder compression molding* pada tekanan 7 Bar dan temperatur 120°C lebih rendah jika dibandingkan dengan metode *compression* dengan sistem pemanasan eksternal menggunakan oven yaitu 2,97% - 3,8% (Diptikanta dkk, 2019). Hasil pengujian porositas menunjukkan hubungan porositas dengan kekuatan tarik komposit yaitu semakin rendah porositas komposit maka kekuatan tarik semakin meningkat.

Grafik hubungan porositas komposit dan variasi *curing time* pada pembentukan komposit dengan temperatur 120°C ditampilkan pada Gambar 8



Gambar 8. Hubungan Porositas (%) dan variasi *curing time* (menit)

4. KESIMPULAN

Beberapa poin yang dapat disimpulkan dari penelitian ini adalah sebagai berikut.

1. Kekuatan tarik tertinggi komposit epoksi/serat karbon diperoleh pada *curing time* 40 menit (351 MPa) dan pada *curing time* 30 menit komposit epoksi/serat gelas dengan nilai kekuatan tarik 279 MPa).
2. Waktu optimum pada pembentukan komposit epoksi/ serat karbon dan komposit epoksi/serat gelas dengan metode *bladder compression moulding* pada temperatur 120°C dan tekanan 7 Bar yaitu 30 menit.
3. Pemanasan dan penekanan diatas waktu optimum tidak memberikan pengaruh signifikan terhadap kekuatan tarik komposit sehingga tidak menguntungkan dalam suatu proses manufaktur.

5. DAFTAR PUSTAKA

- Anderson, J. & Altan, M. C., 2014, Bladder Assisted Composite Manufacturing (BACM): Challenges and Opportunities, Polymer Processing Society Europe-Africa Conference, 134, hal 2-13.
- Anderson, J., & Altan, M. 2012, Properties of Composite Cylinders Fabricated by Bladder Assisted Composite Manufacturing, Journal of Engineering Materials and Technology 134, hal 1-7.
- Antonius Dwi Setyoko, 2018, Pengaruh Temperatur Curing Terhadap Sifat Mekanik Pada Manufaktur Komposit Serat Karbon/Epoksi dengan Metoda Pembentukan Bladder Compression Moulding, Tesis, Program Pasca Sarjana Teknik Mesin, Univ. Gadjah Mada, Yogyakarta.
- ASM Handbook, 2000, Mechanical Testing and Evaluation, ASM Handbook Vol. 8. Materials Park, 44073-0002.
- Budi Purwanto Antameng, 2020, Desain Cetakan yang Efektif dalam Konsumsi Energi untuk Manufaktur Produk Hollow Composite dengan Metode Bladder Compression Molding. Tesis, Program Pasca Sarjana Teknik Mesin, Univ. Gadjah Mada, Yogyakarta.
- Diptikanta Das, Sandeep Kumar Pradhan, Ramesh Kumar Nayak, Basanta Kumar Nanda, Bharat Chandra Routara 2019, Influence of Curing Time on Properties of CFRP

- Composites: A Case Study, *Materials Today: Proceedings*, Volume 26, Part 2, Hal. 344-349.
- Ignatius Henry Ismadi, 2018, Pengaruh Tekanan Terhadap Sifat Mekanik Pada Manufaktur Komposit Serat Karbon/Epoksi dengan Metoda Bladder Compression Moulding. Tesis, Program Pasca Sarjana Teknik Mesin, Univ. Gadjah Mada, Yogyakarta.
- Jones, R. M., 1999, *Mechanics of Composite Materials*, Taylor & Francis Group, Philadelphia.
- Kwak, M., Robinson, P., Bismarck, A., & Wise, R., 2015, Microwave Curing of Carbon–Epoksi Composites: Penetration Depth and Material Characterisation. *Composites: Part A*, Volume 75, 18-27.
- Mallick, P.K. 2007, *Fiber Reinforced Compositesmaterials, Manufacturing and Design*, Michigan, CRC Press.
- Mazumdar, S.K., 2002, *Composite Manufacturing , Materials, Product, and Process Engineering*. New York, CRC Press.
- S.B. Singh, Sudhir Vummadisetti, Himanshu Chawla. 2018, Influence of Curing on the Mechanical Performance of FRP Laminates, *Journal of Building Engineering*, vol. 16 1–19.

Simulasi Numerik Aliran Fluida Melalui Pipa Berlubang

F. M. Tangdan* dan T. A. Rohmat

Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada.
Jl. Grafika No.2, Kompleks UGM, Yogyakarta 55281, Indonesia,
Telp. (0274) 521673
e-mail: kondetangdan@gmail.com

Abstrak

Salah satu peralatan bawah sumur (*sub-surface*) yang dipasang saat tahap penyelesaian sumur adalah *sand control devices* untuk mencegah agar pasir di dalam *reservoir* tidak ikut terproduksi ke permukaan sumur. *Sand control devices* sebagian besar menggunakan pipa berlubang (*perforated pipe*) sebagai *base pipe* yang terpasang pada lubang sumur (*wellbore*). Salah satu parameter penting yang mempengaruhi laju alir fluida dari *reservoir* menuju lubang sumur adalah penurunan tekanan total (*total pressure drop*). Pipa berlubang memiliki desain yang beragam tergantung dengan kebutuhan di lapangan. Dalam mendesain suatu pipa berlubang maka yang perlu diperhatikan adalah jenis material dan dimensi pipa berlubang, jumlah lubang (*perforation density*), sudut fasa dan pola distribusi lubang perforasi. Untuk dapat mengetahui perilaku pola aliran (*axial and radial inflow*) yang melalui pipa berlubang sebagai *base pipe* dari *sand control devices* akibat pengaruh sudut fasa perforasi (60° , 90° , 180°) dan pola distribusi lubang perforasi bentuk *staggered* dan *non-staggered* maka dilakukan simulasi numerik menggunakan *software* ANSYS 18.2. Model turbulen yang digunakan adalah *k-ε standard* dan simulasi dilakukan dengan 5 kondisi *flow rate ratio* yaitu 0%, 10%, 15%, 20% dan 30%. Hasil simulasi pengaruh sudut fasa lubang perforasi menunjukkan bahwa sudut fasa 60° memiliki penurunan tekanan total paling rendah dibandingkan dengan dua sudut fasa lainnya. Sedangkan pada pengaruh pola distribusi lubang didapatkan bahwa pola distribusi model *non-staggered* memiliki penurunan tekanan total paling rendah dibandingkan dengan dua model pola distribusi *staggered* (*screw* dan *non screw*).

Kata kunci : Pipa berlubang, *radial inflow*, penurunan tekanan, sudut fasa, distribusi lubang.

Abstract

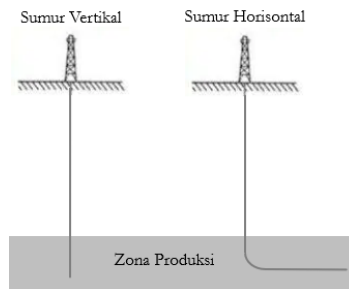
One of *sub-surface equipment* installed during well completion are *sand control devices* to prevent sand in the *reservoir* from being produced to the surface. *Sand control devices* which installed in the *wellbore* mostly use *perforated pipe* as *base pipe*. One of the important parameters that influence the flow rate of fluid from the *reservoir* to the *wellbore* is *total pressure drop*. *Perforated pipe* has various designs depending on requirement in the field. In designing a *perforated pipe* some parameters need to be considered are *perforated pipe material and dimension*, *number of holes (perforation density)*, *perforation phasing and perforation holes distribution pattern*. To study the behaviour of fluid flow patterns (*axial and radial inflow*) through the *perforated pipe* as a *base pipe* of *sand control devices* due to the influence of *perforation phasing* (60° , 90° , 180°) and *perforation holes distribution pattern* in the form of *staggered* and *non-staggered* then numerical simulations were performed using ANSYS 18.2 *software*. Turbulent model used is *k-ε standard* and simulation is carried out with 5 *flow rate ratio* conditions (0%, 10%, 15%, 20% and 30%). Simulation results on the effect of *perforation phasing* show that the phasing angle of 60° has the lowest total pressure drop compared to the other two phasing angles. While in

the effect of distribution pattern it is found that the distribution pattern of non-staggered model has the lowest total pressure drop compared to the other two staggered distribution patterns models (screw and non-screw).

Keywords: Perforated pipe, radial inflow, pressure drop, perforation phasing, hole distribution.

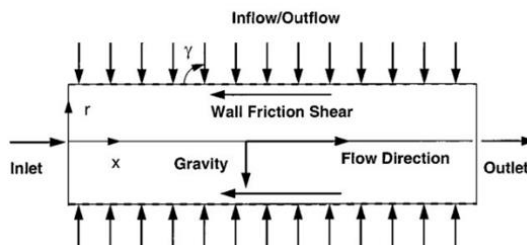
1. PENDAHULUAN

Dalam industri migas pada sektor hulu produktivitas sumur-sumur minyak adalah hal yang sangat penting bagi keberlangsungan industri. Dari bentuknya secara umum sumur minyak dikategorikan menjadi dua yaitu sumur vertikal dan sumur horisontal. Pada awalnya rata-rata sumur minyak adalah sumur vertikal tetapi dengan berkembangnya teknologi dalam pengeboran sumur maka dapat dilakukan pengeboran lubang secara horisontal. Salah satu keuntungan dari sumur horisontal (*horizontal wellbore*) adalah memiliki produktivitas yang lebih besar dari pada sumur vertikal karena dapat menjangkau zona produksi minyak atau area *reservoir* yang lebih banyak dengan satu kali pengeboran. Ilustrasi bentuk sumur vertikal dan horisontal dapat dilihat pada Gambar 1.



Gambar 1. Ilustrasi sumur vertikal dan horisontal

Setelah pengeboran sumur dilakukan maka tahap selanjutnya adalah pemasangan peralatan bawah sumur (*sub-surface*). Salah satu peralatan bawah sumur adalah *sand control devices* yang dipasang pada pada lubang sumur (*wellbore*) untuk mencegah pasir di *reservoir* ikut terproduksi ke permukaan bersama fluida *reservoir*. Contoh *sand control devices* yang banyak digunakan adalah saringan pasir atau *sand screen* dengan berbagai model seperti *wire-wrapped*, *woven/sintered wire mesh*, *gravel pack* dan *slotted/predrilled liner* yang menggunakan pipa berlubang (*perforated pipe*) sebagai *base pipe* dari *sand control devices*. Aliran fluida dari *reservoir* yang melalui pipa berlubang ke permukaan adalah gabungan dari aliran *axial* dan aliran *radial* (*radial inflow*) seperti yang ditunjukkan pada Gambar 2 dan salah satu parameter yang mempengaruhi laju alir fluida dari *reservoir* menuju lubang sumur adalah penurunan tekanan total (*total pressure drop*) yang terjadi pada pipa berlubang.



Gambar 2. Aliran fluida pada pipa berlubang (Ouyang dkk, 1998)

Penelitian mengenai aliran fluida melalui pipa berlubang pada sumur horisontal telah dilakukan oleh peneliti sebelumnya dan ditunjukkan pada Tabel 1.

Tabel 1. Studi eksperimen dan simulasi numerik peneliti sebelumnya

Peneliti	Konfigurasi	Hasil
Dikken, 1990	Studi eksperimental: model sumur horizontal.	Penurunan tekanan total yang terjadi hanya dipengaruhi oleh <i>wall friction</i> .
Asheim dkk, 1992	Studi eksperimental: Injeksi langsung ke <i>test pipe</i> sebagai ilustrasi <i>radial inflow</i> dengan lubang perforasi berjumlah 1 dan 2 (Fluida kerja air).	Selain <i>wall friction</i> , penurunan tekanan total juga dipengaruhi oleh <i>radial inflow</i> .
Su dan Gudmundsson, 1993	Studi eksperimental: Lubang perforasi ditutup dengan <i>heat shrinkable tube</i> agar dapat diketahui <i>friction factor</i> akibat adanya lubang perforasi. Lubang perforasi 4, 6, 8 & 12 SPF dan sudut fasa 45°, 60°, 90° & 120° (Fluida kerja air).	Pada saat tidak ada <i>radial inflow</i> , <i>friction factor</i> tidak dipengaruhi oleh sudut fasa dengan <i>perforation density</i> (jumlah lubang) yang sama.
Su dan Gudmundsson, 1994	Studi eksperimental: Injeksi ke <i>test pipe</i> melalui pipa selubung sebagai ilustrasi <i>radial inflow</i> dengan lubang perforasi 12 SPF dan sudut fasa 60° (Fluida kerja air).	Penurunan tekanan total pada pipa berlubang dibagi menjadi empat komponen yaitu penurunan tekanan akibat <i>friction</i> , <i>acceleration</i> , <i>perforation roughness</i> dan <i>mixing fluids</i> .
Su dan Gudmundsson, 1998	Studi eksperimental: Injeksi ke <i>test pipe</i> melalui pipa selubung sebagai ilustrasi <i>radial inflow</i> dengan lubang perforasi 12 SPF dan sudut fasa 60°. <i>Test pipe</i> dibagi menjadi 2 <i>section</i> yaitu dengan lubang perforasi dan tanpa lubang perforasi / <i>partly perforated pipe</i> (Fluida kerja air).	Penurunan tekanan total pada pipa berlubang disederhanakan menjadi tiga komponen yaitu penurunan tekanan akibat <i>friction</i> , <i>acceleration</i> dan <i>additional (perforation roughness dan mixing fluids)</i> .
Ouyang dkk, 1998	Studi eksperimental: model sumur horizontal.	Membuat model untuk aliran satu fasa yang mewakili penurunan tekanan akibat <i>friction</i> , <i>acceleration</i> , grafitasi dan <i>inflow</i> . Korelasi baru terkait <i>wall friction factor</i> juga dibuat untuk menentukan <i>wall-friction shear</i> dan penurunan tekanan <i>friction</i> pada aliran <i>inflow</i> (sumur produksi) dan <i>outflow</i> (sumur injeksi) baik aliran laminar maupun turbulen.
Ouyang dkk, 2009	Simulasi numerik: 1 lubang perforasi dengan variasi 3 jarak posisi lubang dari inlet pipa (Fluida air). Validasi menggunakan hasil perhitungan teoritis dengan perbedaan -0,83% - 0.48%.	Pipa berlubang dengan <i>radial inflow</i> pada satu lubang perforasi mempengaruhi aliran fluida dan penurunan tekanan disepanjang lubang sumur dan hasilnya bervariasi tergantung besarnya laju alir <i>radial inflow</i> . Hasil simulasi menunjukkan semakin besar <i>flow rate ratio</i> maka semakin besar penurunan tekanan yang terjadi dan semakin dekat posisi lubang perforasi dengan sisi <i>outlet</i> pipa maka semakin kecil pengaruhnya terhadap penurunan tekanan.

Abdulwahid dkk, 2013	Simulasi numerik: 2 lubang perforasi posisi berlawanan dan sudut fasa 180° (Fluida air). Validasi dengan studi eksperimen peneliti lain dan hasil simulasi menunjukkan perilaku aliran fluida yang sama dengan studi eksperimen.	Semakin besar <i>flow rate ratio</i> maka semakin besar penurunan tekanan yang terjadi, semakin banyak lubang perforasi maka semakin besar <i>wall shear stress pipa</i> dan perubahan <i>turbulent kinetic energy</i> di dalam pipa terjadi saat <i>main flow</i> bertabrakan dengan <i>radial inflow</i> yang melalui lubang perforasi.
Abdulwahid dkk, 2013	Simulasi numerik: Geometri <i>test pipe</i> dan validasi menggunakan model eksperimen Su dan Gudmundsson 1998 (Fluida air). Validasi dengan studi eksperimen Su dan Gudmundsson, 1998 dan hasil simulasi menunjukkan perilaku aliran fluida yang sama dengan studi eksperimen.	Semakin besar <i>flow rate ratio</i> dan <i>perforation density</i> maka semakin besar penurunan tekanan total yang terjadi.
Abdulwahid dkk, 2014	Simulasi numerik: Variasi 5 profil <i>radial inflow</i> (Fluida air). Validasi dengan model aliran fluida satu fasa hasil studi eksperimen Ouyang dkk, 1998.	Perilaku <i>wall shear stress</i> pada pipa mengikuti profil <i>radial inflow</i> yang divariasikan. Semakin besar <i>radial inflow</i> maka semakin besar <i>wall shear stress</i> pada pipa. Adanya <i>radial inflow</i> menyebabkan kenaikan penurunan tekanan <i>friction</i> tetapi dalam beberapa kondisi <i>radial inflow</i> dapat menyebabkan penurunan tekanan <i>friction</i> menjadi berkurang karena <i>radial inflow</i> memberikan efek lubrikasi.
Azadi dkk, 2017	Simulasi numerik: Variasi parameter perforasi yaitu diameter, <i>perforation density</i> dan sudut fasa lubang perforasi (Fluida air). Validasi menggunakan studi eksperimen Asheim dkk, 1992 dengan perbedaan 9,4% dan Ouyang dkk, 1998 dengan perbedaan 4,7%.	Semakin besar <i>perforation density</i> maka semakin besar <i>wall friction factor</i> , <i>shear stress</i> dan penurunan tekanannya. Pengaruh diameter lubang perforasi terhadap penurunan tekanan tergantung dari rasio diameter lubang perforasi dan lubang pipa. Selain itu hasil simulasi juga membuktikan jika <i>wall friction factor</i> adalah <i>independent</i> terhadap sudut fasa (<i>perforating phasing</i>) dan penurunan tekanan total dipengaruhi oleh <i>flow rate ratio</i> .
Salim dkk, 2017	Simulasi numerik: 2 lubang perforasi dengan variasi parameter perforasi dan variasi bentuk lubang perforasi silinder dan kerucut (Fluida air). Validasi menggunakan simulasi numerik Abdulwahid dkk, 2013 dengan perbedaan kurang dari 2% (Fluent) dan 5% (CFX).	Semakin besar diameter lubang perforasi dan <i>radial inflow</i> maka semakin besar penurunan tekanan yang terjadi. Bentuk lubang perforasi silinder memiliki penurunan tekanan yang lebih besar daripada bentuk kerucut dengan parameter perforasi yang sama dan panjang lubang perforasi memiliki pengaruh yang sangat kecil terhadap penurunan tekanan sehingga dapat diabaikan.
Jianguang dkk, 2017	Studi eksperimental: Injeksi melalui pipa selubung dengan variasi diameter lubang perforasi, <i>perforation density</i> 8, 6 & 12 SPM dan sudut fasa 45°, 90° & 180° (Fluida <i>mineral oil</i>).	Mengembangkan model penurunan tekanan akibat <i>friction</i> dan <i>mixing fluids</i> pada aliran satu fasa yang melalui pipa berlubang dengan hasil akurasi secara berturut-turut adalah 4% dan 3% sementara untuk penurunan tekanan total memiliki akurasi 2% dari hasil eksperimen yang dilakukan

Rashad dkk, 2018	Simulasi numerik: Perbandingan geometri pipa berlubang antara 400 lubang perforasi dengan sudut fasa 90° dan 200 lubang perforasi dengan 180° (Fluida air).	Sudut 90° memiliki penurunan tekanan total lebih besar dari sudut 180°.
------------------	---	---

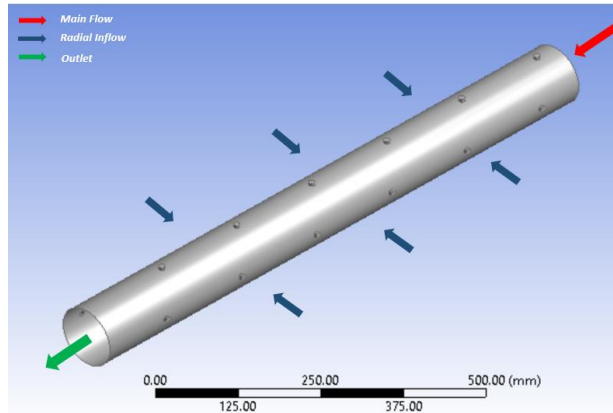
Studi yang dilakukan sebelumnya hanya menggunakan parameter sudut fasa untuk menggambarkan distribusi lubang perforasi yang memiliki jumlah lubang lebih dari satu. Selain parameter sudut fasa dalam desain pipa berlubang juga memiliki pola distribusi lubang yang tersebar pada dinding pipa yaitu pola *staggered* dan *non-staggered*. Studi ini difokuskan pada perilaku aliran fluida seperti yang ditunjukkan pada Gambar 2 yaitu aliran *axial* dan *radial inflow* yang melalui pipa berlubang sebagai *base pipe* dari *sand screen* dengan melakukan pengamatan pada pengaruh sudut fasa perforasi yang banyak digunakan yaitu pada sudut fasa 60°, 90° dan 180°. Pengamatan juga dilakukan pada pengaruh pola distribusi lubang perforasi (*staggered* dan *non-staggered*) terhadap penurunan tekanan total yang terjadi yang belum pernah dilakukan studi berdasarkan penelitian yang ditunjukkan pada Tabel 1 sehingga diharapkan dapat memperoleh desain pipa berlubang yang lebih baik.

2. METODE PENELITIAN

Pada studi ini simulasi numerik akan dilakukan dengan menggunakan *software* ANSYS workbench 18.2 mulai dari pembuatan geometri, *meshing* dan komputasi dengan asumsi aliran fluida adalah satu fasa, *steady state* dan *incompressible* pada kondisi isothermal. Fluida yang digunakan adalah air dengan densitas 998,2 kg/m³ dan viskositas dinamik 0,001 kg/m.s. Geometri yang dibuat pada aplikasi ANSYS *design modeler* adalah geometri domain fluida yang akan dilakukan komputasi sehingga geometri yang dibuat bukan dimensi aktual dari pipa berlubang yang memiliki lubang-lubang perforasi. Pada Gambar 3 bentuk silinder kecil di sekeliling dinding pipa bagian luar adalah domain fluida lubang perforasi dengan ketebalan silinder sama dengan tebal pipa. Konfigurasi geometri dari pipa berlubang disajikan pada Tabel 2.

Tabel 2. Konfigurasi geometri pipa berlubang

Model konfigurasi	Diameter pipa (mm)	Panjang Pipa (mm)	Diameter lubang Perforasi (mm)	Perforation density (<i>Shoot per meter</i>)	Sudut fasa perforasi, Φ (deg)	Pola Distribusi Lubang
1	100	1000	10	24	60°	<i>Staggered (Screw)</i>
2					90°	
3					180°	
4	100	1000	10	24	90°	<i>Staggered (Screw)</i>
5						<i>Staggered (Non-Screw)</i>
6						<i>Non-Staggered</i>



Gambar 3. Geometri pipa berlubang

Model turbulen yang digunakan pada simulasi ini adalah *k-ε standard* karena dari perbandingan hasil penurunan tekanan untuk 5 model turbulen yaitu *k-ε standard*, *RNG*, *k-ε realizable*, *k-ω standard* dan *Reynolds stress model (RSM)* menunjukkan bahwa model *k-ε standard* memberikan hasil yang paling akurat sedangkan *RSM* memberikan hasil yang cukup dapat diterima dengan pertimbangan waktu komputasi yang lebih lama (Azadi dkk, 2017). *Boundary condition* adalah *velocity-inlet* untuk kedua inlet (*axial* dan *radial inflow*) dan *pressure-outlet*. Sedangkan *solution method* yang digunakan adalah metode *SIMPLE (Semi-implicit method pressure-linked equations)*. Dengan asumsi aliran fluida yang digunakan adalah fluida satu fasa, *steady state* dan *incompressible* maka persamaan pembentuk aliran yang mengatur proses fisik aliran fluida pada kondisi ini adalah hukum konservasi massa dan konservasi momentum.

2.1. Model Matematika

Penurunan tekanan total pada pipa berlubang dengan profil *radial inflow* adalah seragam di sepanjang lubang sumur dapat dituliskan menjadi:

$$\Delta P_T = \Delta P_f + \Delta P_{acc.} + \Delta P_g + \Delta P_{mix} \quad (1)$$

Dengan ΔP_T = penurunan tekanan total (Pa), ΔP_f = penurunan tekanan *friction* (Pa), $\Delta P_{acc.}$ = penurunan tekanan *acceleration* (Pa), ΔP_g = penurunan tekanan *gravitational* (Pa), ΔP_{mix} = penurunan tekanan *mixing fluids* (Pa). Penurunan tekanan yang disebabkan oleh efek gravitasi pada sumur horisontal diabaikan sehingga Persamaan (1) menjadi:

$$\Delta P_T = \Delta P_f + \Delta P_{acc.} + \Delta P_{mix}. \quad (2)$$

Untuk masing-masing komponen penurunan tekanan pada Persamaan (2) secara berturut-turut dituliskan sebagai berikut:

$$\Delta P_f = f_w \frac{\rho u^2 \Delta L}{2D} \quad (3)$$

Dengan f_w = *wall friction factor*, ρ = densitas (kg/m^3), u = kecepatan alir (m/s), ΔL = panjang pipa (m), D = diameter pipa (m). Kemudian untuk komponen penurunan tekanan *acceleration* yang hanya dipengaruhi oleh densitas dan kecepatan alir fluida dituliskan pada Persamaan (4).

$$\Delta P_{acc.} = \rho(u_2^2 - u_1^2) \quad (4)$$

Dengan u_1 = kecepatan alir di *inlet* pipa (m/s), u_2 = kecepatan alir di *outlet* pipa (m/s). *Reynolds number* dan *Darcy friction factor* (Haaland, 1983) diperoleh dari Persamaan (5) dan (6). Sehingga *wall friction factor* pada Persamaan (3) yang diperoleh dari hasil eksperimen Su dan Gudmundsson 1993 dihitung menggunakan Persamaan (7).

$$R_e = \frac{\rho u D}{\mu} \quad (5)$$

$$f_D = \left[-1,8 \log \left(\frac{6,9}{R_e} + \left(\frac{\varepsilon}{3,7D} \right)^{1,11} \right) \right]^{-2} \quad (6)$$

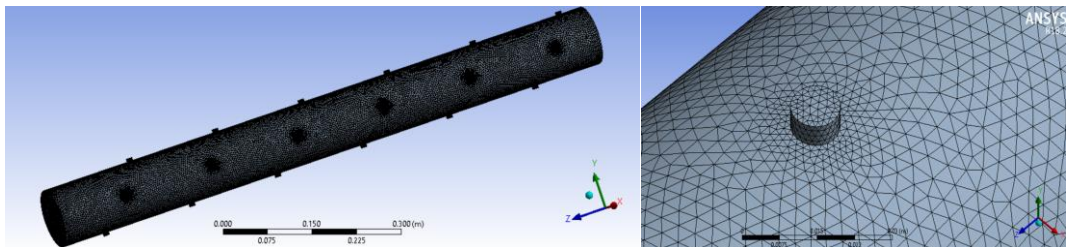
$$\sqrt{\frac{8}{f_w}} - \sqrt{\frac{8}{f_D}} + 0,1778n \frac{d}{D} = 1,25 \ln \left(\frac{f_w}{f_D} \right) \quad (7)$$

Dengan R_e = Reynolds number, ρ = densitas (kg/m³), u = kecepatan alir (m/s), D = diameter pipa (m), μ = viskositas dinamik (Pa.s), f_D = Darcy friction factor, ε/D = relative roughness, n = perforation density (SPM), d = diameter lubang perforasi (m).

Komponen *mixing fluids* adalah penurunan tekanan yang terjadi karena adanya interaksi antara *main flow (axial)* dan *radial inflow* di dekat dinding pipa berlubang yang menyebabkan gangguan pada *boundary layer* dari *main flow* sehingga mempengaruhi penurunan tekanan total yang terjadi. Karena penurunan tekanan *mixing* adalah variabel yang sangat kompleks maka untuk dapat mengetahui besarnya penurunan tekanan *mixing* adalah penurunan tekanan total dari hasil simulasi atau eksperimen dikurangi dengan penurunan tekanan *friction* dan penurunan tekanan *acceleration* (Su dan Gudmundsson 1998).

2.2. Meshing

Proses *meshing* dilakukan menggunakan aplikasi *mesh* yang sudah termasuk dalam paket *software* ANSYS. Tipe *mesh* adalah *mesh tetrahedron* seperti yang ditunjukkan pada Gambar 4. Proses *meshing* sangat mempengaruhi hasil akhir dari suatu simulasi, sehingga *grid independence test* dilakukan untuk mendapatkan minimum jumlah *node* dan *cell* agar dapat mengurangi beban komputasi dengan parameter *input* dan *output* secara berturut-turut adalah variasi ukuran *mesh* dan penurunan tekanan. Hasil *grid independence test* menunjukkan untuk ukuran *mesh* di atas 600000 tidak ada perubahan penurunan tekanan yang signifikan sehingga dipilih *mesh* dengan jumlah *node* 110682 dan jumlah elemen 566413. Dari hasil *grid independence test* yang telah dipilih kemudian dilakukan pengecekan kualitas *mesh*. Hasil kualitas *mesh* menunjukkan nilai rata-rata 0,22986 (*excellent*) untuk *skewness* dan 0,76843 (*very good*) untuk *orthogonal quality*.



Gambar 4. Tipe *mesh tetrahedron* pada pipa berlubang

2.3. Validasi

Baseline pipa berlubang yang digunakan untuk validasi adalah pipa berlubang dengan panjang 1000 mm, diameter pipa 100 mm, diameter lubang perforasi 10 mm, Sudut fasa 90°, *perforation density* 24 SPM dan pola distribusi lubang *staggered* (model *screen*). Validasi dilakukan dengan variasi kecepatan *inlet* pada *main flow* yaitu 0,75 m/s, 3 m/s dan 4,5 m/s dan *radial inflow* pada *flow rate ratio* 0%, 10%, 15%, 20% dan 30% dimana *flow rate ratio* adalah rasio *total radial inflow rate* terhadap *main flow rate*. Langkah validasi dilakukan dengan membandingkan penurunan tekanan hasil simulasi terhadap hasil perhitungan menggunakan persamaan empiris hasil studi eksperimental

seperti yang diuraikan pada sub bab 2.1 model matematika. Untuk memperkuat hasil validasi, maka validasi juga dilakukan dengan menambahkan 2 model dari hasil studi eksperimen peneliti lain yang dituliskan sebagai berikut:

- Model Asheim dkk, 1992.

$$f_p = 4D \frac{q_L}{Q} + 2 \frac{D}{n} \left(\frac{q_L}{Q} \right)^2 \tag{8}$$

$$-\frac{dp}{dx} = (f_D + f_p) \frac{\rho u^2}{2D} \tag{9}$$

Dengan $f_D + f_p =$ *apparent friction factor*, $f_p =$ *perforated friction factor*, $q_L =$ *Inflow rate per length unit* (m²/s), $Q =$ Laju alir volume di dalam pipa (m³/s).

- Model Ouyang dkk, 1998.

$$R_{ew} = \frac{\rho q_L}{\pi \mu} \tag{10}$$

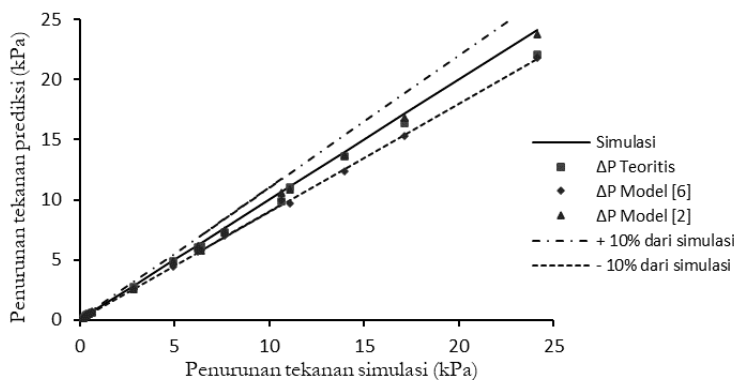
$$f_F = \frac{1}{4} f_D$$

$$f_w = f_F (1 + 0.04304 R_{ew}^{0.6142}) \rightarrow \text{Laminer} \tag{11}$$

$$= f_F (1 - 0.0153 R_{ew}^{0.3978}) \rightarrow \text{Turbulen} \tag{12}$$

$$-\frac{dp}{dx} = f_w \frac{2\rho u^2}{D} + 2\rho u \frac{q_L}{A} \tag{13}$$

Dengan $R_{ew} =$ *wall Reynolds number*, $f_F =$ *Fanning friction factor*, $A =$ luas penampang pipa (m²). Hasil validasi ditunjukkan pada Gambar 5 dan memperlihatkan hasil yang cukup akurat yaitu perbandingan hasil simulasi terhadap hasil perhitungan teoritis memiliki perbedaan rata-rata $\pm 10\%$. Selanjutnya simulasi akan dilanjutkan dengan memvariasikan parameter perforasi yaitu sudut fasa dan pola distribusi lubang perforasi sesuai dengan konfigurasi geometri pipa berlubang yang ditunjukkan pada Tabel 1.



Gambar 5. Grafik hasil validasi

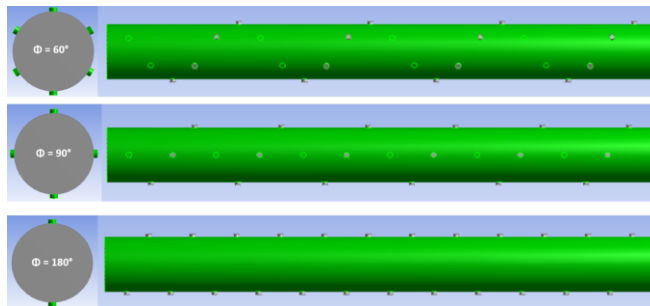
Setelah dilakukan validasi maka langkah selanjutnya adalah melakukan simulasi dengan memvariasikan parameter perforasi yaitu sudut fasa dan pola distribusi lubang perforasi sesuai dengan konfigurasi geometri pipa berlubang yang ditunjukkan pada Tabel 2. Untuk mengetahui

pengaruh sudut fasa dan pola distribusi lubang perforasi terhadap penurunan tekanan total, simulasi dilakukan dengan kecepatan *inlet* pada *main pipe* adalah 3 m/s dan lima kondisi *radial inflow* yaitu pada *flow rate ratio* 0%, 10%, 15%, 20% dan 30%.

3. HASIL DAN PEMBAHASAN

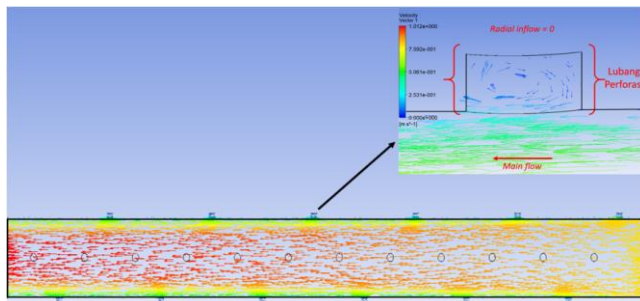
3.1. Variasi Sudut Fasa

Sudut fasa yang dipilih adalah 60°, 90° dan 180° dengan pola distribusi lubang *staggered* seperti yang ditunjukkan pada Tabel 2. Jarak antar lubang mulai dari ujung pipa adalah sama besar pada masing-masing baris lubang dan posisi lubang adalah model *screw* pada masing-masing geometri yang ditunjukkan pada Gambar 6.

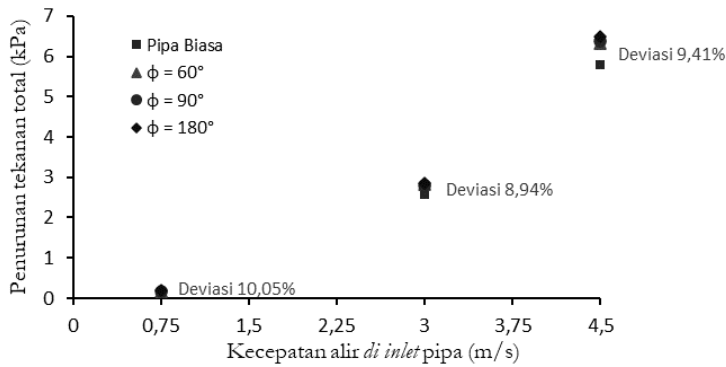


Gambar 6. Sudut fasa lubang perforasi

Pada kondisi tidak ada *radial inflow* (*flow rate ratio* 0%) pipa berlubang memiliki penurunan tekanan yang sedikit lebih tinggi dari pipa biasa (*ordinary pipe*). Penurunan tekanan total pada kondisi ini dipengaruhi oleh hambatan yang disebabkan oleh adanya rongga dari lubang perforasi pada dinding pipa atau disebut sebagai *perforation roughness* seperti yang ditunjukkan pada Gambar 7. Lubang perforasi berperan sebagai kekasaran tambahan di dinding pipa dan kekasaran tambahan ini tergantung juga pada kedalaman lubang perforasi atau ketebalan pipa. Simulasi ditambahkan untuk mengetahui perbandingan penurunan tekanan total pada pipa biasa dan pipa berlubang dengan *perforation density* 24 SPM. Variasi kecepatan *inlet* (*axial flow*) pada pipa adalah 0,75 m/s, 3 m/s dan 4,5 m/s (tanpa *radial inflow*).

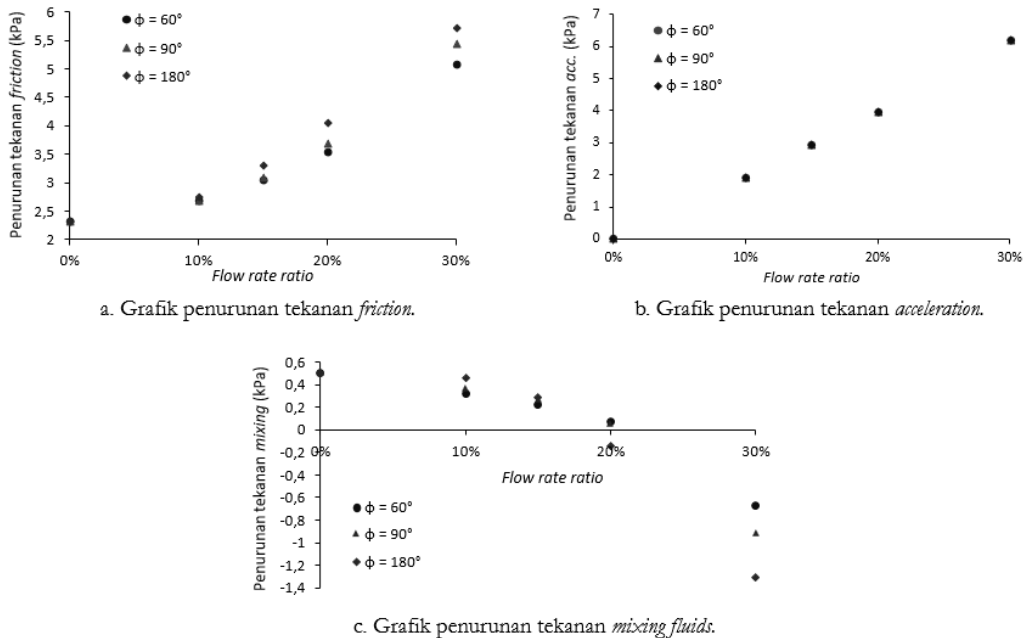


Gambar 7. Vektor kecepatan (*main flow*) melalui lubang perforasi



Gambar 8. Perbandingan pipa biasa dan pipa berlubang (tanpa *radial inflow*)

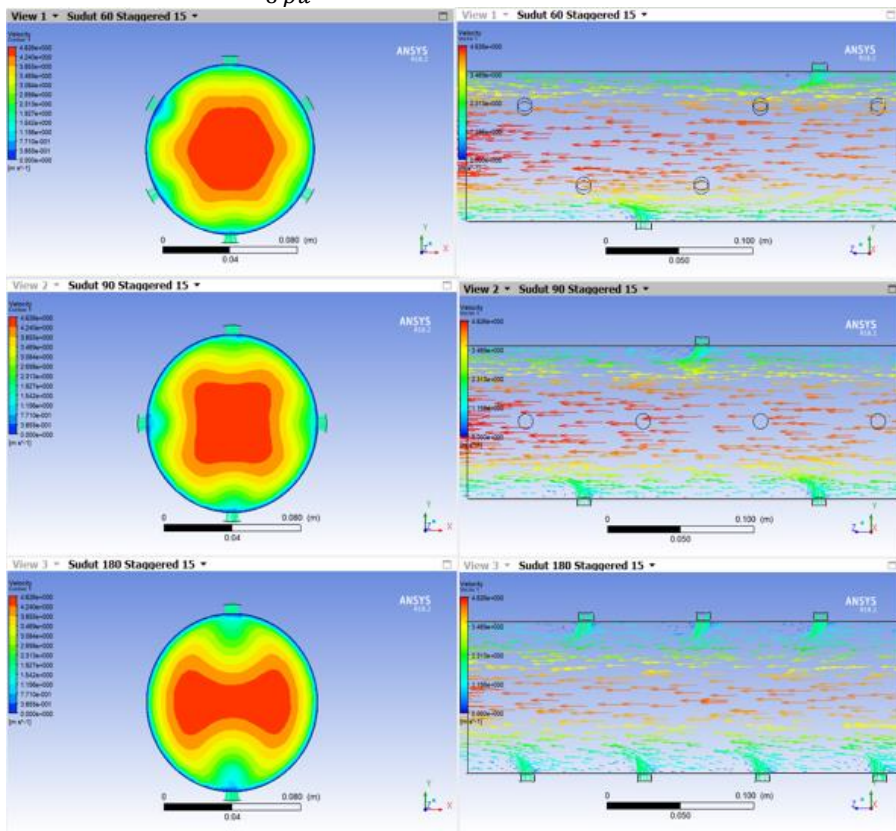
Gambar 8 memperlihatkan bahwa ketika tidak ada *radial inflow* maka penurunan tekanan total pada pipa berlubang dengan sudut fasa 60° , 90° dan 180° lebih tinggi daripada pipa biasa. Perbedaan (deviasi) penurunan tekanan total antara pipa berlubang dengan pipa biasa pada ketiga kondisi kecepatan *inlet main flow* secara berturut-turut adalah 10,05%, 8,94% dan 9,41%. Selain itu dapat dilihat juga khusus pada pipa berlubang untuk ketiga sudut fasa memiliki perbedaan penurunan tekanan yang saling berdekatan atau rata-rata sebesar 0,08% sehingga *friction factor* tidak dipengaruhi oleh sudut fasa dengan *perforation density* yang sama dan perilaku ini sesuai dengan hasil studi eksperimen Su dan Gudmundsson 1993. Pengaruh sudut fasa terhadap penurunan tekanan *friction*, *acceleration* dan *mixing fluids* untuk lima kondisi *flow rate ratio* ditunjukkan pada Gambar 9.



Gambar 9. Penurunan tekanan *friction*, *acceleration* dan *mixing fluids* pada variasi sudut fasa

Pada Gambar 9a untuk grafik penurunan tekanan *friction* menunjukkan bahwa semakin besar *flowrate ratio* maka semakin besar penurunan tekanan *friction* dan pada *flow rate ratio* yang sama semakin besar sudut fasa maka penurunan tekanan *friction* semakin besar dan perilaku ini sama dengan hasil eksperimen Jianguang dkk, 2017. Sudut fasa 180° memiliki *wall shear stress* paling tinggi karena kecepatan terbesar akibat adanya *radial inflow* pada sudut ini terjadi pada kedua sisi pipa yang tidak terdapat lubang perforasi sedangkan sudut fasa 60° dan 90° kecepatan terbesar terjadi di tengah pipa berlubang karena *radial inflow* melalui lubang perforasi yang berada hampir di sekeliling pipa sehingga *wall shear stress* menjadi lebih rendah. Kontur dan vektor kecepatan di sisi *outlet* pada masing-masing sudut fasa dapat dilihat pada Gambar 10 dengan salah satu contoh pada *flow rate ratio* 15%. *Friction factor* diperoleh dari *wall shear stress* rata-rata hasil simulasi seperti yang dilakukan oleh Abdulwahid dkk, 2014 dan dihitung menggunakan Persamaan 14.

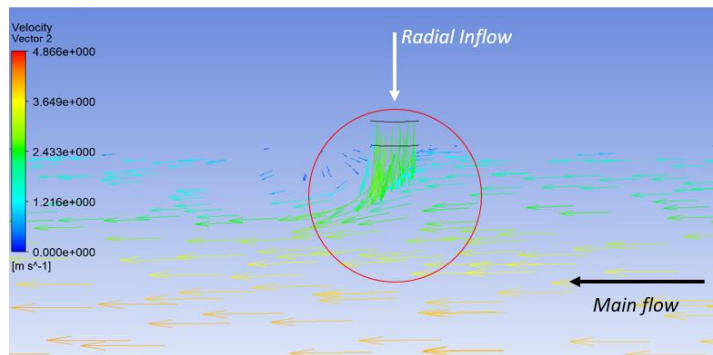
$$f_w = \frac{1}{8} \frac{\tau_w}{\rho u^2} \tag{14}$$



Gambar 10. Kontur dan vektor kecepatan di *outlet* pipa pada ketiga sudut fasa

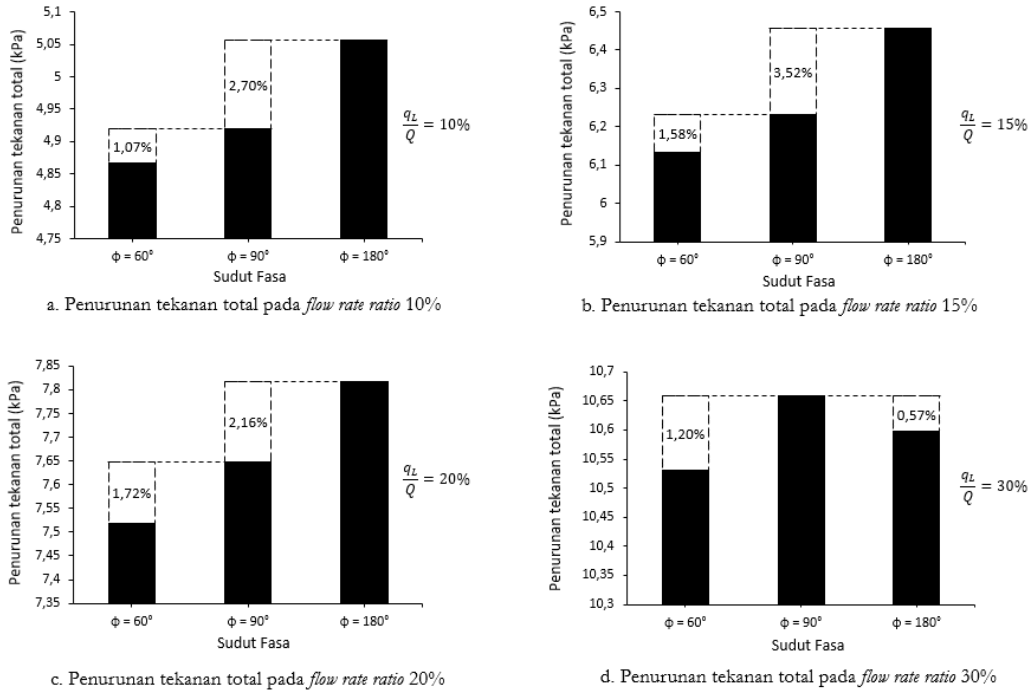
Dengan $\tau_w = \text{Wall shear stress}$ (Pa). Pengaruh sudut fasa terhadap penurunan tekanan *acceleration* pada Gambar 9b adalah linear terhadap *flow rate ratio* dan bernilai sama untuk semua sudut fasa karena penurunan tekanan *acceleration* terjadi akibat perubahan momentum yang hanya dipengaruhi oleh densitas dan kecepatan fluida. Pada saat tidak ada *radial inflow* (*flow rate ratio* 0%) penurunan tekanan *acceleration* akan bernilai nol untuk fluida *incompressible* pada pipa yang memiliki diameter dalam konstan.

Pada Gambar 9c pengaruh sudut fasa terhadap penurunan tekanan *mixing fluids* pada *flow rate ratio* 0% penurunan tekanan hanya dipengaruhi oleh *perforation roughness* karena tidak ada *radial inflow* dan pada *flow rate ratio* sekitar 20% penurunan tekanan hampir bernilai nol dan pengaruh *perforation roughness* pada titik ini menjadi berkurang karena efek pelumasan (*smoothing effect*) akibat adanya *radial inflow*. *Flow rate ratio* ketika penurunan tekanan bernilai nol disebut *critical limit* dan nilai *critical limit* tergantung dari geometri pipa berlubang dan *flow rate ratio*. Ketika *flow rate ratio* melewati *critical limit* maka penurunan tekanan akibat efek *mixing fluids* akan bernilai negatif sehingga akan menurunkan penurunan tekanan total yang terjadi pada pipa berlubang (Su dan Gudmundsson, 1998). Fenomena efek *mixing fluids* secara jelas dapat dilihat pada *streamline* kecepatan Gambar 11.



Gambar 11. Efek *mixing fluids* pada aliran *axial* dan *radial inflow*

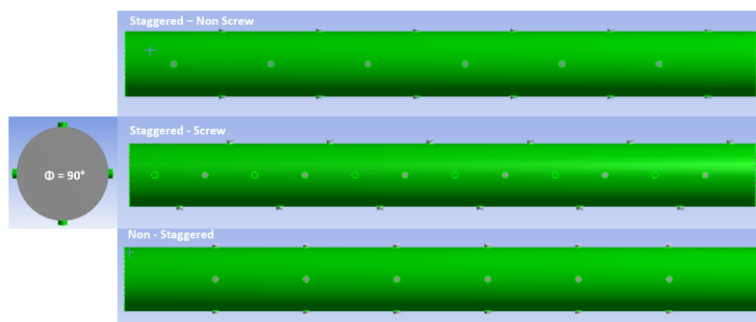
Pada Gambar 11 terlihat bahwa *radial inflow* membuat *main flow* didekat dinding pipa tertahan pada sisi hulu (*upstream*) dari lubang perforasi sehingga tabrakan aliran antara *radial inflow* dan *main flow* (*mixing fluids*) ini menyebabkan penurunan kecepatan alir *main flow* di sisi hulu dan hilir (*downstream*) dari lubang perforasi. Kondisi ini yang disebut sebagai efek pelumasan pada *main flow* didekat dinding pipa yang terdapat lubang perforasi akibat adanya penetrasi *radial inflow* dan efek pelumasan ini sesuai dengan hasil eksperimen Su dan Gudmundsson, 1998 dan simulasi numerik yang dilakukan oleh Abdulwahid dkk, 2014. Perilaku ini menyebabkan penurunan tekanan menjadi berkurang di sepanjang dinding pipa yang terdapat lubang perforasi terutama pada sudut fasa 180° yang jarak lubang perforasinya berdekatan karena hanya terdapat pada 2 sisi dinding pipa yang saling berlawanan. Semakin mendekati sisi *outlet* pipa berlubang maka penetrasi *radial inflow* akan semakin besar karena terjadi penurunan kecepatan *main flow* pada tiap-tiap lubang perforasi sebelumnya mulai dari lubang perforasi pertama di sisi *inlet* pipa berlubang. Perubahan kecepatan yang terjadi juga akan mempengaruhi *wall shear stress* pada pipa berlubang. Pada Gambar 12 menunjukkan penurunan tekanan total akibat pengaruh *radial inflow* pada semua sudut fasa adalah linear terhadap *flow rate ratio* dan semakin besar sudut fasa maka semakin besar penurunan tekanan total yang terjadi kecuali pada *flow rate ratio* 30% dimana penurunan tekanan total sudut fasa 180° terlihat lebih rendah walaupun sudut fasa 180° memiliki penurunan tekanan *friction* yang lebih tinggi dibanding dua sudut fasa lainnya. Hal ini dikarenakan penurunan tekanan *mixing fluids* untuk sudut fasa 180° memiliki nilai paling rendah ketika melewati *critical limit* yaitu pada *flow rate ratio* 30% seperti yang ditunjukkan pada Gambar 9c sehingga efek *mixing* akibat *radial inflow* mengindikasikan bahwa penurunan tekanan *mixing* mengurangi penurunan tekanan total yang terjadi.



Gambar 12. Penurunan tekanan total pada sudut fasa

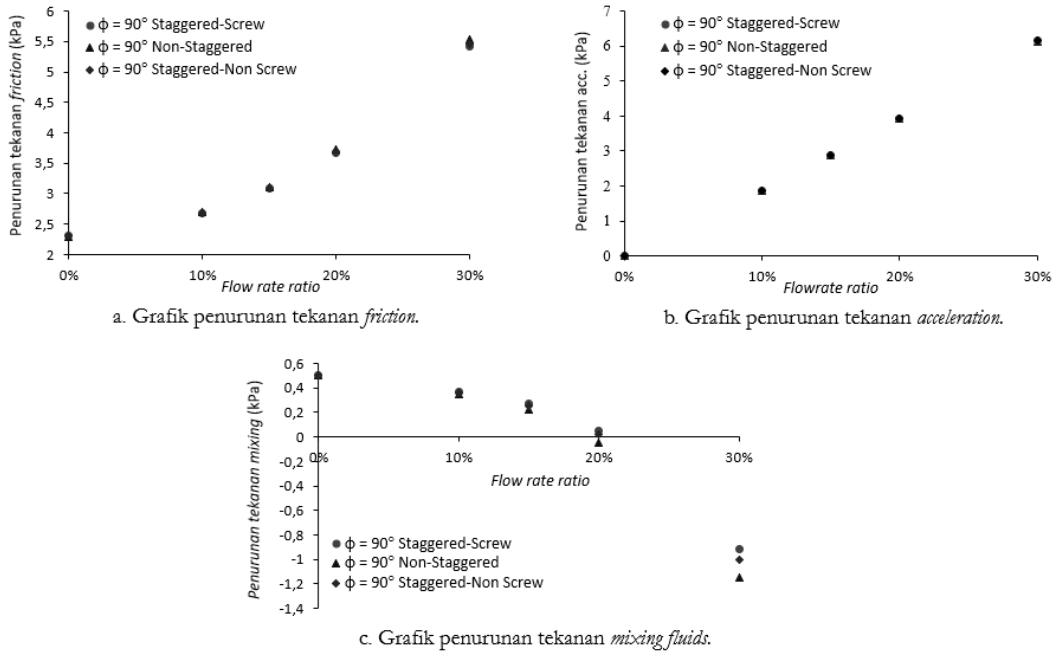
3.2. Variasi Pola Distribusi Lubang

Investigasi kedua yang dilakukan adalah pengaruh pola distribusi lubang dengan sudut fasa lubang perforasi 90° . Pola distribusi lubang yang akan dilakukan perbandingan adalah *staggered* model *screw*, *staggered* model *non-screw* dan *non-staggered* (posisi lubang sejajar). Jarak antar lubang mulai dari ujung pipa adalah sama besar pada masing-masing baris lubang. Geometri masing-masing pola distribusi lubang ditunjukkan pada Gambar 13.



Gambar 13. Pola distribusi lubang

Gambar 14 adalah grafik perbandingan masing-masing komponen penurunan tekanan untuk variasi pola distribusi lubang dengan sudut fasa lubang perforasi dan *perforation density* yang sama.



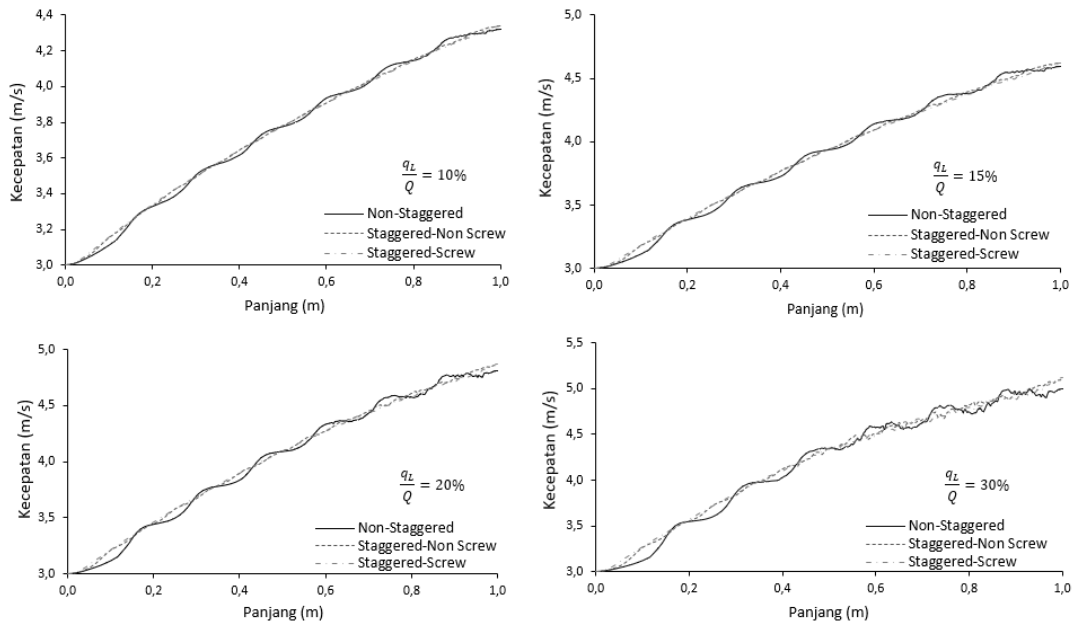
Gambar 14. Penurunan tekanan *friction*, *acceleration* dan *mixing fluids* pada variasi pola distribusi lubang

Pada kondisi *flow rate ratio* 0% (*tanpa radial inflow*) untuk ketiga pola distribusi lubang memiliki perbedaan penurunan tekanan yang juga saling berdekatan seperti pada variasi sudut fasa atau rata-rata sebesar 0,07% karena memiliki *perforation density* yang sama. Dari grafik yang ditunjukkan pada Gambar 14a terlihat bahwa pola distribusi lubang *non-staggered* memiliki penurunan tekanan *friction* yang paling tinggi dibandingkan dengan kedua model lainnya tetapi secara keseluruhan tidak berpengaruh signifikan sedangkan pada Gambar 14b untuk penurunan tekanan *acceleration* adalah sama dengan variasi sudut fasa yaitu linear terhadap *flow rate ratio* karena *acceleration* disebabkan oleh perubahan momentum yang hanya dipengaruhi oleh densitas dan kecepatan fluida.

Pengaruh terbesar pada variasi pola distribusi lubang perforasi adalah penurunan tekanan *mixing fluids*. Pada Gambar 14c terlihat bahwa semakin besar *flow rate ratio* maka semakin kecil penurunan tekanan *mixing fluids* yang terjadi. *Critical limit* pada variasi pola distribusi lubang adalah sama dengan *critical limit* pada variasi sudut fasa yaitu terjadi pada *flow rate ratio* 20% karena geometri pipa memiliki *perforation density* yang sama. Penurunan tekanan *mixing fluids* setelah melewati *critical limit* memiliki nilai negatif yang mengindikasikan bahwa *radial inflow* menurunkan penurunan tekanan total. Pada Gambar 14c juga menunjukkan bahwa pola distribusi lubang model *non-staggered* memiliki efek *mixing* yang paling rendah dan hal ini sesuai dengan profil kecepatan *main flow* di dalam pipa berlubang yang mengalami perubahan akibat adanya *radial inflow*.

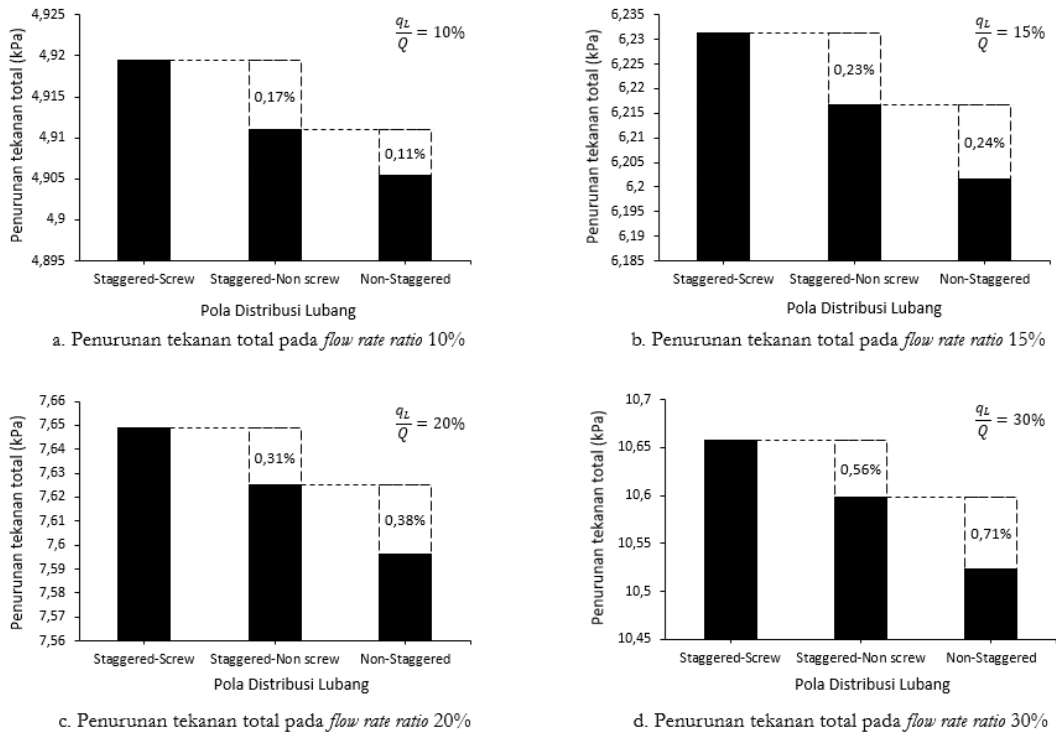
Pada Gambar 15 memperlihatkan profil kecepatan untuk pola distribusi lubang *staggered* baik model *screw* maupun *non-screw* terlihat sama sementara untuk pola distribusi lubang model *non-staggered* grafik profil kecepatan terlihat naik turun atau bergelombang akibat pengaruh *radial inflow* yang bertabrakan dengan *main flow* di dalam pipa sesuai dengan distribusi lubang perforasinya. Hal ini dikarenakan geometri dari pola distribusi lubang *non-staggered* yang semua lubangnya sejajar dan saling berhadapan di sekeliling pipa pada jarak yang sama yaitu setiap 0,143

m disepanjang pipa sementara untuk *staggerred-screw* lubang perforasi berada pada setiap 0,04 m dengan posisi lubang tidak ada yang saling berhadapan dengan lubang lainnya di jarak yang sama sedangkan pola distribusi *staggerred-non screw* berada pada setiap 0,077 m dengan posisi lubang yang berhadapan sebanyak dua lubang di jarak yang sama seperti yang ditunjukkan pada Gambar 13. Dari ketiga pola distribusi lubang dapat dilihat jika jarak antar lubang untuk geometri pola distribusi lubang *non-staggerred* adalah lebih besar dari dua pola lainnya sehingga profil kecepatan pada pipa berlubang dengan sudut fasa dan *perforation density* yang sama dipengaruhi oleh pola distribusi lubang yang digunakan.



Gambar 15. Profil kecepatan pada masing-masing *flow rate ratio*

Pada Gambar 16 menunjukkan bahwa pola distribusi lubang *non-staggerred* memiliki penurunan tekanan total yang paling rendah pada masing-masing *flow rate ratio*. Meskipun pola distribusi *non-staggerred* memiliki penurunan tekanan *friction* yang lebih tinggi dari kedua pola distribusi *staggerred* (*screw* dan *non screw*) tetapi pengaruh penurunan tekanan *mixing fluids* seperti yang ditunjukkan pada Gambar 14c menyebabkan penurunan tekanan total pada pola distribusi lubang *non-staggerred*.



Gambar 16. Penurunan tekanan total pada pola distribusi lubang

4. KESIMPULAN

Dari hasil simulasi untuk karakteristik aliran fluida secara *axial flow* dan *radial inflow* yang melalui pipa berlubang sebagai ilustrasi aliran fluida di dalam sumur horisontal maka diperoleh kesimpulan sebagai berikut:

- Pengaruh sudut fasa lubang perforasi terhadap penurunan tekanan total:
 - Pada kondisi tidak ada *radial inflow* (*flow rate ratio* 0%) ketiga sudut fasa lubang perforasi memiliki perbedaan penurunan tekanan total rata-rata sebesar 0,08% dan perbedaan penurunan tekanan total ketiga sudut fasa terhadap pipa biasa (tanpa lubang) pada tiga kondisi kecepatan *inlet* (*axial flow*) secara berturut-turut adalah 10,65%, 8,94% dan 9,41%.
 - Pada *flow rate ratio* 10%, 15%, 20% dan 30% pengaruh *radial inflow* menunjukkan sudut fasa 60° memiliki penurunan tekanan total yang paling rendah dibandingkan dengan sudut fasa 90° maupun 180° dan sudut fasa 60° secara berturut-turut memiliki perbedaan penurunan tekanan total sebesar 3,77%, 5,10%, 3,88% dan 1,20% terhadap sudut fasa yang memiliki penurunan tekanan total yang paling tinggi. Penurunan tekanan total yang terjadi di dominasi oleh komponen penurunan tekanan *mixing fluids* dibandingkan dua komponen penurunan tekanan lainnya.
- Pengaruh pola distribusi lubang perforasi terhadap penurunan tekanan total:
 - Pada kondisi tidak ada *radial inflow* (*flow rate ratio* 0%) ketiga pola distribusi lubang perforasi memiliki perbedaan penurunan tekanan total rata-rata sebesar 0,07%.

- Pada *flow rate ratio* 10%, 15%, 20% dan 30% pengaruh *radial inflow* menunjukkan bahwa pola distribusi lubang model *non-staggered* memiliki penurunan tekanan total yang paling rendah dibandingkan dengan pola distribusi lubang kedua model *staggered* (*screw* dan *non screw*) dan pola distribusi lubang *non-staggered* secara berturut-turut memiliki perbedaan penurunan tekanan total sebesar 0,28%, 0,47%, 0,69% dan 1,27% terhadap pola distribusi lubang yang memiliki penurunan tekanan paling tinggi. Penurunan tekanan total yang terjadi juga di dominasi oleh komponen penurunan tekanan *mixing fluids* seperti pada variasi sudut fasa.
3. Penurunan tekanan total yang terjadi pada pipa berlubang dengan *perforation density* yang sama tergantung dari *flow rate ratio*. Semakin besar *flow rate ratio* maka semakin besar penurunan tekanan total pada pipa berlubang. Penelitian lebih lanjut terkait hal ini dapat dilakukan dengan mengganti *boundary condition* untuk mencari diameter lubang yang optimum sesuai desain pipa berlubang yang diinginkan.

5. DAFTAR PUSTAKA

- Abdulwahid, M. A., Dakhil, S. F., Niranjan Kumar, I. N., 2013, Numerical Simulation of Flow Through a Wellbore for Horizontal Wells, WIT Transactions on Modelling and Simulation, Vol 55.
- Abdulwahid, M. A., Dakhil, S. F., Niranjan Kumar, I. N., 2013, Numerical Investigation of The Turbulent Flow Parameters Distribution in A Partly Perforated Horizontal Wellbore, European Scientific Journal Vol.9, No.33.
- Abdulwahid, M. A., Niranjan Kumar, I. N., Dakhil, S. F., 2014, Influence of Radial Flux Inflow Profile on Pressure Drop of Perforated Horizontal Wellbore, Journal of Energy Resources Technology-136(4):1~7.
- Ansys Inc., 2018, ANSYS Workbench User's Guide, ANSYS.
- Asheim, H., Kolnes, J., Oudemans, P., 1992. A Flow Resistance Correlation for Completed Wellbore, J. Petrol. Sci. Eng. 8 (2),97-104.
- Azadi, M., Aminossadati, S. M., Chen, Z., 2017, Development of an Integrated Reservoir-Wellbore Model to Examine the Hydrodynamic Behaviour of Perforated Pipes, Journal of Petroleum Science and Engineering.
- Dikken, B. J., 1990, Pressure Drop in Horizontal Wells and Its Effect on Production Performance, JPT, November, pp. 1426-1433.
- Haaland, S. E., 1983, Simple and Explicit Formulas for the Friction Factor in Turbulent Pipe Flow, Journal of Fluids Engineering 10: 589-590.
- Jianguang, W., Xuesong, L., Xuemei, L., Yuanyuan, M., 2017, The Experimental and Model Study on Variable Mass Flow for Horizontal Wells with Perforated Completion, Journal of Energy Resource Technology.
- Ouyang, L. B., Arbabi, S., Aziz, K., 1998, A Single-Phase Wellbore-Flow Model for Horizontal, Vertical, and Slanted Wells, SPE-Journal, 3(2):124~133.
- Ouyang, L. C., Sun, D., Ouyang, L. B., 2009, Numerical Investigation of the Impacts of Wall Fluid Entry on Fluid Flow Characteristics and Pressure Drop along a Wellbore, Petroleum Science and Technology, 27:18, 2109-2133.
- Rashad, Z. M., Abdulwahid, M., Abdhassan, Q., 2018, Comparison of Pressure Drop in Horizontal Wellbore for 90° and 180° Perforation Phasing, Seventh International Conference on Advances in Civil, Structural and Mechanical Engineering - CSM 2018.

- Salim, M. K., Sultan, H. S., Al-Shara, A. K. M., 2017, Effect of Shape and Parameters of Perforation in a Vertical Wellbore with Two Perforations (Without Porous Media) on Pressure Drop, Fluid Mech Open Acc 4: 162.
- Su Z., Gudmundsson J. S., 1998, Perforation Inflow Reduces Frictional Pressure Loss in Horizontal Wellbores, Journal of Petroleum Science and Engineering.
- Su, Z., Gudmundsson, J. S., 1993, Friction Factor of Perforation Roughness in Pipes, SPE-26521.
- Su, Z., Gudmundsson, J. S., 1994, Pressure Drop in Perforated Pipes: Experiments and Analysis, SPE28800:563~574.

Evaluasi Kegagalan Cacat Korosi Internal Pipa Minyak Sepinggangan Dengan Metode Element Hingga

H. Lesmana* dan I. Kusumaningtyas

Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada.
Jl. Grafika No.2, Kompleks UGM, Yogyakarta 55281, Indonesia,
Telp. (0274) 521673
e-mail: hery.lesmana@mail.ugm.ac.id

Abstrak

Pipa Sepinggangan sudah terkena serangan korosi internal dan perlu dievaluasi agar dapat dioperasikan dengan aman. Evaluasi dengan ASME-B31G level 1 sangat konservatif sehingga bisa jadi kondisi pipa dinilai terlalu rendah dan akhirnya dilakukan perbaikan berbiaya mahal yang tidak perlu. Disamping itu, evaluasi dengan cara ini juga tidak memperhitungkan besar kecilnya lebar korosi. Untuk itu, diperlukan penelitian dengan FEM untuk mengetahui konservatisme penggunaan ASME B31G level 1, termasuk pada variasi lebar korosi, sehingga hasil evaluasi cacat korosi nya dan keputusan apakah pipa ini perlu diperbaiki dapat dihasilkan dengan akurat. Penelitian ini diawali dengan studi literatur, kemudian dilanjutkan dengan pemodelan cacat korosi pada pipa dengan bantuan program Ansys Workbench yang divalidasi dengan data referensi. Model yang tervalidasi kemudian digunakan untuk simulasi efek lebar korosi pada tekanan pecah pipa. Dari hasil simulasi FEM diketahui konservatisme dari ASME-B31G Level 1 dan faktor koreksi yang harus diberikan agar perhitungannya akurat. Selanjutnya pipa Sepinggangan dievaluasi dengan metode yang memberikan akurasi tertinggi. Dari hasil penelitian, konservatisme ASME-B31G level 1 memerlukan beberapa faktor koreksi terkait dengan lebar korosinya.

Kata kunci : Pengaruh lebar korosi, korosi internal, tekanan pecah pipa.

Abstract

The Sepinggangan pipe has been exposed to internal corrosion and needs to be evaluated for safe operation. Evaluation with ASME-B31G level 1 can be very conservative, the pipeline may be considered too bad and finally requiring needless expensive repairs. This evaluation also does not consider corrosion width. For this reason, research with FEM is needed to find out the conservatism of using ASME-B31G level 1, including variations in corrosion width, so that the results of the evaluation of corrosion defects and the decision whether these pipes need to be repaired can be produced accurately. This research begun with literature study, followed by pipe corrosion defect modeling in Ansys Workbench and validated using reference data. Validated model then used for simulation of corrosion width effect on pipe burst pressure. Based on the simulation, the conservatism and correction factor to increase accuracy for the usage of ASME-B31G Level 1 was found. Finally, Sepinggangan pipe was evaluated using the method that bring the most accurate result. This study found, ASME-B31G level 1 conservatism require correction factors related to its corrosion width.

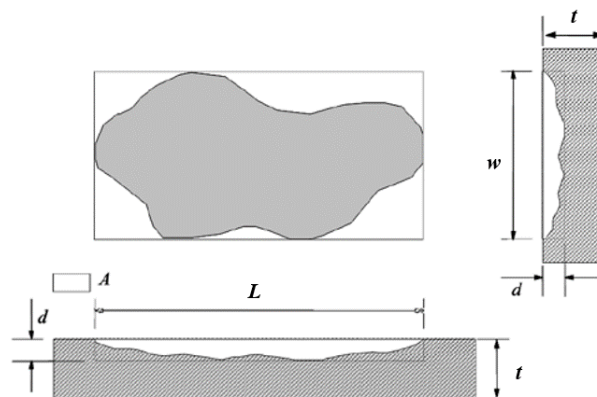
Keywords : Corrosion width effect, internal corrosion, pipe burst pressure.

1. PENDAHULUAN

Pipa Sepinggangan sudah terkena serangan korosi internal dan perlu dievaluasi agar dapat dioperasikan dengan aman. Evaluasi dengan ASME-B31G level 1 sangat konservatif sehingga bisa jadi kondisi pipa dinilai terlalu rendah dan akhirnya dilakukan perbaikan berbiaya mahal yang tidak perlu. Disamping itu, evaluasi dengan cara ini juga tidak memperhitungkan besar kecilnya lebar korosi.

Karena cacat korosi aktual memiliki geometri yang lebih kompleks, seperti contohnya memiliki lebar, untuk akurasi evaluasi cacat korosi sehingga dapat menghindarkan dari perbaikan pipa yang tidak perlu yang berbiaya mahal, diperlukan penelitian untuk mengetahui pengaruh variasi lebar korosi terhadap persentase akurasi penggunaan analisa level 1 ASME-B31G dalam menghitung tekanan pecah pipa pada pipa API 5L X52 Sepinggangan ini atau mencari tahu apakah ada faktor koreksi terhadap penggunaan perhitungan dengan ASME-B31G level 1 untuk mendapatkan hasil evaluasi mendekati tekanan pecah sebenarnya. Selanjutnya metode evaluasi terbaik diterapkan untuk mengevaluasi pengaruh korosi internal pada pipa Sepinggangan secara akurat.

Banyak model analisa cacat korosi pada pipa dikembangkan hanya berdasarkan pertimbangan area memanjang arah longitudinal dari daerah cacat. Geometri dari cacat korosi bisa dilihat pada Gambar 1 dibawah ini.



Gambar 1. Geometri cacat korosi

Pendekatan untuk memproyeksikan area logam yang hilang akibat korosi pada arah bidang longitudinal pipa seperti yang diproyeksikan A pada gambar 1 dapat bervariasi dari pendekatan bentuk persegi panjang (dxL), pendekatan bentuk parabola ($2/3 dxL$), campuran 45% bentuk persegi panjang dan 55% bentuk parabola ($0,85 dxL$) sampai pendekatan ke area "sebenarnya" dengan metode element hingga.

Dengan σ_{hf} adalah tegangan melingkar saat pipa mengalami kegagalan (MPa, psi), σ_{flow} adalah tegangan alir (MPa, psi), A_o adalah area longitudinal yang utuh sebelum terjadi korosi yang merupakan fungsi dari ketebalan awal pipa (t) dan panjang cacat (L) ($A_o = txL$) (mm^2 , in^2), A_c adalah area yang terkorosi, yang merupakan fungsi dari kedalaman (d) dan panjang cacat (L) (mm^2 , in^2), M adalah Foliass atau faktor gembung, L adalah panjang korosi (mm, in), d adalah kedalaman korosi (mm, in) dan t adalah tebal pipa (mm, in), pendekatan yang paling konservatif dengan bentuk persegi panjang ($A=dxL$), digunakan oleh model NG-18 berikut ini:

$$\sigma_{hf} = \sigma_{flow} \left[\frac{1 - (A_c/A_o)}{1 - (A_c/A_o)^M} \right] \quad (1)$$

Dengan P_b adalah tekanan pecah (MPa, psi), $\sigma_{flow} = 1,1\sigma_{ys}$ adalah tegangan alir (MPa, psi), σ_{ys} adalah kekuatan luluh material (MPa, psi), D adalah diameter pipa (mm, in), model ASME B31G menggunakan bentuk parabola ($2/3 dxL$), dengan persamaan sebagai berikut:

Untuk cacat yang pendek ($L^2/Dt \leq 20$)

$$P_b = \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{tM} \right)} \right] \quad \text{dengan} \quad M = \sqrt{1 + 0,8 \left(\frac{L}{Dt} \right)^2} \quad (2)$$

Untuk cacat panjang ($L^2/Dt > 20$)

$$P_b = \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[1 - \left(\frac{d}{t} \right) \right] \quad (3)$$

Selanjutnya, model B31G yang dimodifikasi menggunakan bentuk ($0,85dxL$), yang berada di antara bentuk persegi panjang dan parabola.

Semua model penilaian analitikal diatas, membuat perkiraan dari area cacat berdasarkan pada kedalaman dan panjang maksimum L. Namun, parameter untuk efek lebar korosi belum termasuk dalam metode penilaian, untuk menentukan tekanan pecah pipa yang mengandung cacat permukaan.

Beberapa analisis dan percobaan telah dilakukan untuk menentukan kekuatan pipa yang tersisa dampak dari cacat korosi. Namun kebanyakan teknik penilaian dan penelitian yang tersedia dilaporkan dalam literatur telah mengabaikan kemungkinan efek lebar lubang korosi.

Alang dkk. meneliti efek cacat korosi pada tekanan pecah melalui pengujian eksperimental dan numerik. Namun demikian penelitian ini mengabaikan lebar cacat korosi dalam perhitungan tekanan pecah. Penelitian ini juga menghasilkan kesimpulan bahwa hasil FEM selalu memprediksi nilai tekanan pecah yang lebih tinggi dibandingkan dengan ASME B31G dan Modifikasi ASME B31G, dimana ASME B31G adalah kode desain yang memberikan hasil yang paling konservatif.

Sedikit penelitian yang menganalisa dampak lebar korosi pada kegagalan pipa dengan menggunakan FEM. Salah satu penelitian yang dilakukan oleh Orasheva dengan membuat lebar korosi yang diasumsikan terkait dengan panjang (L) dan/atau kedalaman korosi (d) dari percobaan pipa sampai pecah yang sudah ada. Menurut penelitian Orasheva tersebut, hasil ini menunjukkan bahwa ada perbedaan antara hasil eksperimen dengan hasil FEM ketika lebar lubang korosi divariasikan. Hasil penelitian Orasheva ini cukup penting, walaupun pengaruh lebar korosi belum dikuantifikasi terhadap kode ASME-B31G dan tidak dijelaskan keterkaitannya dengan panjang korosi yang pendek atau panjang, namun sudah menunjukkan bahwa lebar korosi mempengaruhi tekanan pecah hasil analisa dengan FEM.

Penelitian lainnya yang memasukkan parameter lebar korosi terhadap perhitungan tekanan pecah pada pipa adalah yang dilakukan Mustaffa dan van Gelder untuk cacat korosi yang dangkal ($d/t \leq 0,3$), pendek ($L/D \leq 0,20$), dan lebar ($w/t > 0,5$), dengan σ_u adalah tegangan tarik maksimum dan w adalah lebar korosi, didapati bahwa tekanan pecah pipa tersebut tergantung kepada besarnya lebar cacat (w) dengan persamaan sebagai berikut:

$$\frac{P_b}{\sigma_u} = \left(\frac{t}{D} \right)^{0,8442} \left(\frac{d}{t} \right)^{-0,0545} \left(\frac{L}{w} \right)^{-0,014} \quad (4)$$

Dalam studi FEM, kriteria kegagalan diperlukan untuk menentukan kapan fraktur terjadi. Banyak penelitian tekanan pecah pipa dengan FEM telah menggunakan kriteria kegagalan

berbasis tegangan von Mises yang dibandingkan dengan kekuatan tarik maksimum bahan dalam studi mereka, dengan hasil yang akurat terlepas dari ketebalan dinding pipa. Salah satunya adalah yang sudah dilakukan oleh Orasheva untuk material API 5L X52 yang sama dengan penelitian ini dan telah dilaporkan menghasilkan hasil yang akurat.

Tujuan penelitian ini yang pertama adalah untuk mengetahui pengaruh variasi lebar korosi terhadap persentase akurasi penggunaan analisa level 1 ASME-B31G dalam menghitung tekanan pecah pipa. Yang kedua adalah menentukan faktor koreksi terhadap penggunaan perhitungan dengan ASME-B31G level 1 apabila memperhitungkan lebar korosi.

2. METODE PENELITIAN

Penelitian ini diawali dengan studi literatur, kemudian dilanjutkan dengan pemodelan cacat korosi pada pipa dengan bantuan program Ansys Workbench 16.0.

2.1. Data Material

Data material yang digunakan untuk membuat model FEM pada penelitian ini diambil dari data pengujian tekanan pecah sebenarnya yang tercatat pada laporan PRCI no: L51689. Data material yang diambil adalah data untuk material API 5L X52 yang memiliki besar diameter dan ketebalan pipa yang sama seperti pada Tabel 1:

Tabel 1. Data material untuk penelitian

Kasus	D (mm)	t (mm)	d (mm)	L (mm)	w (mm)	S _Y (MPa)	S _{UT} (MPa)	P _{f-EXP} (MPa)
27	762,00	9,53	3,71	139,70	149,00	414,1	555,47	12,68
28	762,00	9,53	2,92	114,30	87,50	418,90	563,94	13,06
29	762,00	9,53	5,84	101,60	79,00	446,50	612,65	12,23
30	762,00	9,53	5,31	40,60	30,50	476,80	666,12	14,75
31	762,00	9,53	5,31	50,80	50,00	449,20	617,41	13,78
81	762,00	9,53	6,22	685,80	295,00	473,80	660,82	6,84

Pipa dianggap gagal dan mengalami pecah pada saat tegangan Von Mises nya akibat tekanan tertentu menyamai kekuatan tarik maksimum dari material. Data kekuatan tarik maksimum pada tabel 1 di atas diekstrapolasi dari kekuatan luluh vs kekuatan tarik maksimum untuk material API 5L X52 PSL 2 yang standar.

Penelitian pengujian tekanan pecah menggunakan perangkat lunak FEM dilakukan dengan metode nonlinear. Dari kurva tegangan – regangan pipa API 5L standar [10], diperoleh pendekatan bahwa regangan pada saat tegangan material menyentuh kekuatan luluh adalah 0,002 mm/mm dan regangan pada saat tegangan material menyentuh kekuatan maksimum adalah 0,15 mm/mm. Dengan data ini dapat digambarkan kurva bilinear pada perangkat lunak FEM untuk simulasi kasus nonlinear pipa pecah.

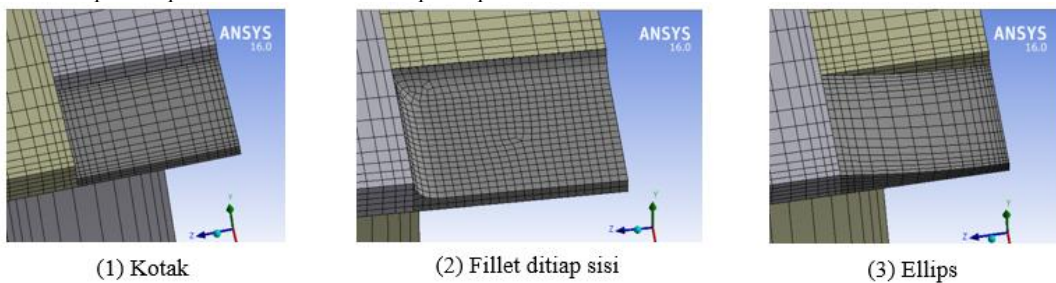
2.2. Jenis Korosi Pada Pipa

Dari hasil inspeksi yang dilakukan pada pipa penyalur minyak di Sepinggian ini, pipa tersebut sudah terkena *pitting corrosion* pada permukaan dalamnya, dengan ukuran geometri cacat korosi yang bervariasi. Terdapat juga beberapa cacat korosi yang berdekatan pada satu lokasi dan

membentuk area korosi yang lebih luas. Pada penelitian ini cacat korosi diasumsikan hanya menyebabkan penipisan ketebalan pipa pada area cacat korosi.

2.3. Pemodelan FEM

Untuk mendapatkan model pipa yang memiliki cacat korosi secara akurat, pada penelitian ini dibuat 3 model cacat korosi, yaitu model kotak persegi, model dengan fillet dan model elips untuk melihat mana dari model tersebut yang tekanan pecahnya paling mendekati dengan tekanan pecah pada data referensi, seperti pada Gambar 2:



Gambar 2. Model cacat korosi

2.4. Validasi Model FEM

Untuk validasi, model FEM dibuat sehingga didapatkan model FEM yang perbandingan tekanan pecah aktual dari data referensi dan prediksi di model FEM menunjukkan kecocokan yang baik (+/- 10%). Persentase 10% ini diambil karena *mechanical property* dari material yang dijadikan referensi pada pembuatan model FEM ini merupakan hasil pendekatan seperti diterangkan pada bagian material diatas.

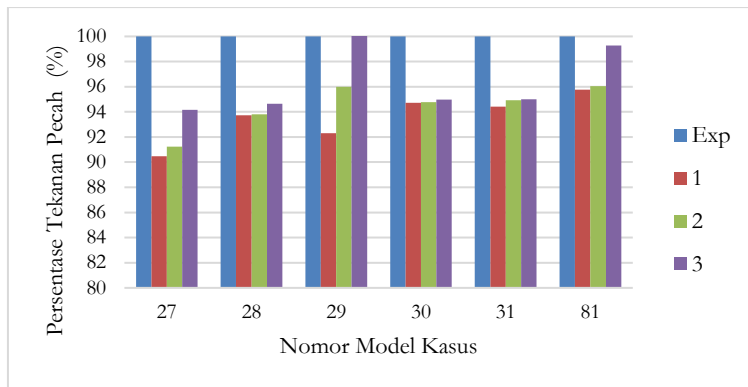
2.5. Simulasi Penyelesaian Masalah

Model yang tervalidasi kemudian digunakan untuk simulasi efek lebar korosi pada tekanan pecah pipa. Variasi lebar korosi (w) dibuat bervariasi dari 10% panjang korosi (L) sampai maksimum selebar 350 deg keliling pipa. Untuk panjang korosi sendiri diambil dua contoh, dimana satu contoh merepresentasikan kondisi cacat yang pendek ($L^2/Dt \leq 20$) dan satu contoh lainnya untuk cacat yang panjang ($L^2/Dt > 20$), sesuai dengan kondisi batas persamaan yang digunakan pada ASME B31G level 1. Dari hasil simulasi FEM diketahui perbandingan dan konservatisme dari ASME-B31G Level 1 dan faktor koreksi yang harus diberikan agar perhitungannya $\leq 10\%$ dari hasil evaluasi FEM pada lebar korosi terkait. Selanjutnya pipa Sepingga dievaluasi dengan metode yang memberikan akurasi tertinggi.

3. HASIL DAN PEMBAHASAN

3.1. Validasi Dan Pemilihan Model FEM

Gambar 3 adalah hasil simulasi pipa dengan cacat eksternal untuk ketiga model pada semua kasus pada data penelitian. Pada Gambar 3 tersebut dapat dilihat bahwa seluruh model, baik model dengan bentuk cacat korosi model kotak persegi, dengan fillet dan dengan elips memberikan ketepatan tekanan pecah pipa di atas 90% dibandingkan dengan hasil pengujian pada data referensi sehingga seluruh model tervalidasi. Namun demikian, untuk penelitian ini, dipilih model dengan model bentuk elips yang memiliki ketepatan paling tinggi (di atas 94-95%), untuk mendapatkan hasil penelitian yang lebih baik.



Gambar 3. Persentase tekanan pecah (P_B) dikorelasikan dengan tekanan pecah (P_B) hasil pengujian, untuk kasus Exp, Model 1, 2 Dan 3

Dari hasil simulasi, tidak terdapat perbedaan tekanan pecah antara hasil simulasi model pipa dengan cacat eksternal dibandingkan dengan cacat internal, sehingga model ini valid untuk diaplikasikan pada penelitian evaluasi kegagalan akibat cacat korosi internal.

3.2. Pengaruh Lebar Korosi Pada Tekanan Pecah

Data untuk pemodelan dan simulasi pengaruh lebar korosi pada tekanan pecah pada penelitian ini diambil dari data korosi internal sebenarnya hasil inspeksi pipa Sepinggang. Pada laporan inspeksi tersebut, terdapat 4 kasus yang paling kritis korosinya dan digunakan pada penelitian ini. Pada Tabel 2 dapat ditemukan 4 kasus tersebut, berikut data korosi dan data materialnya.

Tabel 2. Data korosi pipa Sepinggang

Kasus	D (mm)	t (mm)	d (mm)	L (mm)	w (mm)	S_Y (MPa)	L^2/Dt	S_{UT} (MPa)
1	323,85	9,53	6,00	32,00	37,00	358,53	0,4	455,05
2	323,85	9,53	5,81	34,00	33,00	358,53	0,4	455,05
3	323,85	9,53	6,00	30,00	30,00	358,53	0,3	455,05
4	323,85	9,53	5,72	32,00	61,00	358,53	0,4	455,05
5*	323,85	9,53	5,81	300,00	33,00	358,53	31,0	455,05
6*	323,85	9,53	2,00	34,00	33,00	358,53	0,4	455,05

Untuk kasus $L^2/Dt \leq 20$, dipilih dari kasus 2 pada Tabel 2 di atas, dimana nilai $L^2/Dt = 0,4$. Karena 4 kasus korosi pipa Sepinggang pada Tabel 2 di atas memiliki $L^2/Dt \leq 20$, kemudian dibuat satu kasus yang diberi nama kasus 5* dengan data yang sama dengan kasus 2, namun dengan panjang korosi L yang berbeda sehingga nilai $L^2/Dt > 20$. Lalu dibuat satu kasus lainnya diberi nama 6* yang memiliki data yang sama dengan kasus 2, namun dengan kedalaman korosi yang berbeda agar nilai $d/t \leq 0,3$. Kasus-kasus tambahan ini ditambahkan pada Tabel 2 di atas.

Untuk kasus 2, dimana nilai $L^2/Dt = 0,4$ ($L^2/Dt \leq 20$), hasil simulasi pengaruh variasi lebar korosi terhadap tekanan pecah pipa terlihat pada Gambar 4.

Pada Gambar 4 tersebut dapat dilihat bahwa pada seluruh variasi lebar korosi, perhitungan dengan ASME B31G Level 1 memberikan hasil di bawah hasil simulasi FEM. Hasil perhitungan tekanan pecah dengan ASME B31G Level 1 adalah 13–20% lebih rendah jika dibandingkan dengan hasil simulasi FEM. Pada Gambar 4 tersebut juga dapat dilihat bahwa lebar korosi mempengaruhi tekanan pecah pada pipa. Semakin lebar korosinya, semakin kecil tekanan pecah pada pipa.

Agar tekanan pecah yang dihitung menggunakan ASME-B31G dapat mendekati tekanan pecah sebenarnya dengan perbedaan kurang dari 10%, untuk panjang korosi yang pendek dimana $L^2/Dt \leq 20$, dengan pendekatan regresi linear pada Gambar 4, penggunaan analisa level 1 ASME-B31G perlu ditambahkan faktor koreksi akibat lebar korosi (w) pada tekanan pecahnya sehingga persamaannya menjadi:

Untuk $w < 20 \text{ deg}$

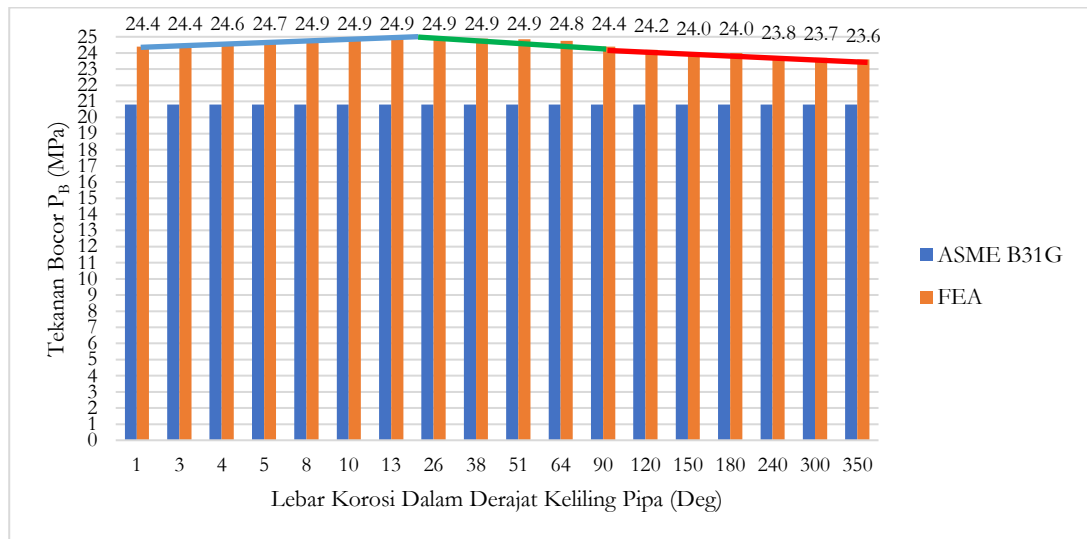
$$P_b = 1,13 \left\{ \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{tM} \right)} \right] \right\} - 0,026 \left[\frac{(20-w)deg}{1deg} \right] \quad (5)$$

Untuk $20 \text{ deg} \leq w < 90 \text{ deg}$

$$P_b = 1,13 \left\{ \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{tM} \right)} \right] \right\} - 0,007 \left[\frac{(w-20)deg}{1deg} \right] \quad (6)$$

Untuk $w \geq 90 \text{ deg}$

$$P_b = 1,11 \left\{ \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{tM} \right)} \right] \right\} - 0,003 \left[\frac{(w-90)deg}{1deg} \right] \quad (7)$$

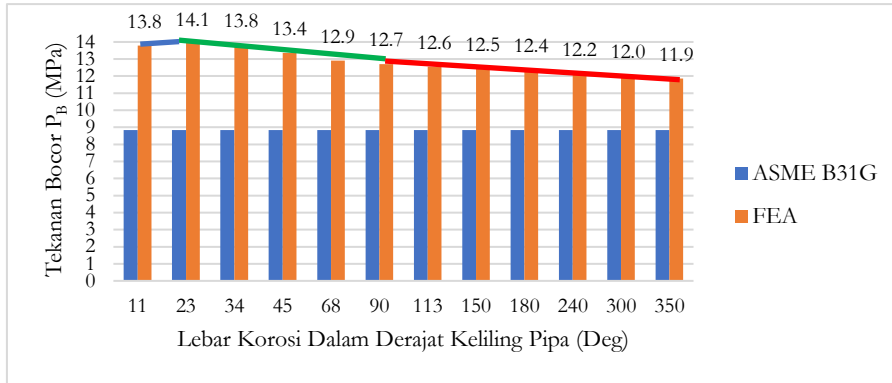


Gambar 4. Efek variasi lebar korosi pada tekanan pecah (P_b) untuk kasus 2

Pada Gambar 4 juga terlihat, pada lebar korosi yang sempit atau sangat kecil, tekanan pecah pada pipa juga terlihat turun. Menurut peneliti, hal ini dikarenakan adanya konsentrasi tegangan

pada celah sempit yang terbentuk akibat korosi sehingga mempengaruhi tegangan yang terjadi pada area tersebut. Hal ini dapat diteliti lebih lanjut pada penelitian lainnya.

Untuk kasus 5*, dimana nilai $L^2/Dt=31$ ($L^2/Dt>20$), hasil simulasi pengaruh variasi lebar korosi terhadap tekanan pecah pipa terlihat pada Gambar 5.



Gambar 5. Efek variasi lebar korosi pada tekanan pecah (P_b) untuk kasus 5*

Pada Gambar 5 tersebut dapat dilihat bahwa untuk kasus 5* dengan $L^2/Dt>20$, pada seluruh variasi lebar korosi, perhitungan dengan ASME B31G Level 1 memberikan hasil yang lebih jauh di bawah hasil simulasi FEM. Hasil perhitungan tekanan pecah dengan ASME B31G Level 1 untuk kasus 5* dengan $L^2/Dt>20$ ini adalah 34–60% lebih rendah jika dibandingkan dengan hasil simulasi FEM. Pada Gambar 5 tersebut juga dapat dilihat bahwa variasi lebar korosi pada panjang korosi yang panjang, lebih mempengaruhi tekanan pecah pada pipa. Semakin lebar korosinya, semakin kecil tekanan pecah pada pipa.

Agar tekanan pecah yang dihitung menggunakan ASME-B31G dapat mendekati tekanan pecah sebenarnya, dengan pendekatan regresi linear pada Gambar 5, untuk panjang korosi yang panjang dimana $L^2/Dt>20$, penggunaan analisa level 1 ASME-B31G perlu ditambahkan faktor koreksi akibat lebar korosi (w) pada tekanan pecahnya sehingga persamaannya menjadi:

Untuk $w < 20 \text{ deg}$

$$P_b = 1,52 \left\{ \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{tM} \right)} \right] \right\} - 0,033 \left[\frac{(20-w)deg}{1deg} \right] \quad (8)$$

Untuk $20 \text{ deg} \leq w < 90 \text{ deg}$

$$P_b = 1,52 \left\{ \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{tM} \right)} \right] \right\} - 0,02 \left[\frac{(w-20)deg}{1deg} \right] \quad (9)$$

Untuk $w \geq 90 \text{ deg}$

$$P_b = 1,37 \left\{ \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{tM} \right)} \right] \right\} - 0,003 \left[\frac{(w-90)deg}{1deg} \right] \quad (10)$$

Hasil penelitian diatas juga sudah disimulasikan dan menghasilkan hal yang sama untuk cacat korosi dengan lebar korosi terputus (tidak kontinu).

Pada Tabel 2 diatas terdapat kasus 6* yang sengaja ditambahkan untuk dipakai dalam perbandingan hasil persamaan dalam penelitian ini dengan persamaan (4) dari hasil penelitian

yang menyertakan parameter lebar korosi untuk menghitung tekanan pecah yang dilakukan oleh Mustaffa dan van Gelder [8] untuk cacat korosi yang dangkal ($d/t \leq 0,3$), pendek ($L/D \leq 0,20$), dan lebar ($w/t > 0,5$). Agar sesuai dengan kondisi batas pada persamaan (4) dan karena lebar korosi kasus 6* adalah 33 mm atau dalam derajat keliling pipa ini adalah 12,4 deg, persamaan dari hasil penelitian ini yang dipakai untuk perbandingan adalah persamaan untuk panjang korosi yang pendek dengan korosi yang lebar $w < 20$ deg yaitu persamaan (5). Berikut hasil perhitungan dan perbandingannya.

Perhitungan dengan persamaan (4):

$$\frac{P_b}{455,05} = \left(\frac{9,53}{323,85}\right)^{0,8442} \left(\frac{2}{9,53}\right)^{-0,0545} \left(\frac{34}{33}\right)^{-0,014}, P_b = 25,24 \text{ MPa} \quad (11)$$

Perhitungan dengan persamaan (5):

Dicari dulu nilai M dari persamaan (2),

$$M = \sqrt{1 + 0,8 \left(\frac{34}{323,85 \times 9,53}\right)^2} = 1,14 \quad (12)$$

Maka P_b dari persamaan (5),

$$P_b = 1,13 \left\{ \frac{2 \times 9,53}{323,85} \times 1,14 \times 358,53 \times \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{2}{9,53}\right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{2}{9,53 \times 1,14}\right)} \right] \right\} - 0,026 \left[\frac{(20 - 12,4)}{1 \text{ deg}} \right] = \mathbf{25,52 \text{ MPa}} \quad (13)$$

Dapat dilihat bahwa tekanan pecah yang dihitung dengan persamaan (5) hasil penelitian ini memberikan hasil yang relatif sama, dengan selisih kurang lebih 1% saja dari tekanan pecah yang dihitung dengan persamaan (4) pada penelitian Mustaffa dan van Gelder [8]. Dari hasil ini, dapat dikatakan bahwa persamaan ASME-B31G yang sudah diberikan faktor koreksi yang mempertimbangkan lebar korosi pada penelitian ini memberikan hasil yang akurat.

4. KESIMPULAN

Kesimpulan yang dapat diambil dari Evaluasi Pengaruh Cacat Korosi Internal Pada Kegagalan Pipa Bawah Laut Dengan Metode Elemen Hingga dengan studi kasus: Pipa Transmisi Minyak Sepinggian ini adalah sebagai berikut:

1. Variasi lebar korosi pada penelitian untuk korosi internal pada pipa API 5L X52 ini berpengaruh terhadap tekanan pecah pada pipa. Semakin lebar, semakin kecil tekanan pecah pada pipa akibat cacat korosi. Dari hasil penelitian, untuk panjang korosi yang pendek, dimana $L^2/Dt \leq 20$, konservatisme penggunaan analisa level 1 ASME-B31G ada di kisaran 80-87% dari perkiraan tekanan pecah sebenarnya yang ditunjukkan oleh hasil FEM. Untuk panjang korosi yang panjang, dimana $L^2/Dt > 20$, konservatisme penggunaan analisa level 1 ASME-B31G ada di kisaran 40-66% dari perkiraan tekanan pecah sebenarnya yang ditunjukkan oleh hasil FEM.
2. Agar tekanan pecah yang dihitung menggunakan ASME-B31G dapat mendekati tekanan pecah sebenarnya, untuk itu, penggunaan analisa level 1 ASME-B31G perlu ditambahkan faktor koreksi terkait dengan lebar korosinya seperti pada persamaan 5-10.

Karena data eksperimen pengujian tekanan pecah dihasilkan dari bentuk cacat korosi yang sudah disederhanakan, pada penelitian ini, hanya dilakukan pencarian pengaruh lebar korosi terhadap tekanan pecah yang dibandingkan dengan penghitungan tekanan pecah dengan menggunakan kode analitikal ASME B31G level 1. Pada penelitian ini tidak dilakukan pengaruh bentuk cacat korosi dengan bentuk korosi riil dimana bentuk korosi dapat berbentuk seperti pulau terhadap tekanan pecah pipa dan perbandingannya dengan ASME B31G Level 1.

Pemodelan dengan bentuk korosi yang riil tentunya sangat menarik untuk penelitian selanjutnya sehingga didapatkan juga faktor koreksi bentuk terhadap penggunaan ASME B31G Level 1 yang lebih akurat.

5. DAFTAR PUSTAKA

- Alang, N.A., Razak, N.A., Shafie, K.A. and Sulaiman, A., 2013, Finite Element Analysis on Burst Pressure of Steel Pipes with Corrosion Defects, in *13th International Conference on Fracture*, Beijing, China
- ASME, 2012, ASMEB31G: Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines, *Technical report*, American Society of Mechanical Engineers
- Capelle, J., Gilgert, J., Dmytrakh, I., Pluvinage, G., 2011, The effect of hydrogen concentration on fracture of pipeline steels in presence of a notch, *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 78, Issue 2nd of January, pp 364-373
- Chevron, 2009, Pipeline Sepinggan Intelligent Pigging Report
- Chiodo, M.S. and Ruggieri, C., 2009, Failure assessments of corroded pipelines with axial defects using stress-based criteria: Numerical studies and verification analysis, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 86, 164-176
- DNV, 2010, DNV Recommended Practice RP-F101 Corroded pipelines, *DNV Recommended Practice*, Det Norske Veritas.
- Kiefner, J.F. and Duffy, A.R., 1971, Summary of Research to Determine the Strength of Corroded Areas in Line Pipe, *Technical report*, Battelle Columbus Laboratories
- Kiefner, J.F. and Vieth, P.H., 1993, Database of Corroded Pipe Tests PR-218-9206, *PRCI Catalog No. L51689*, Technical Toolboxes Inc., Texas
- Maxey, W.A., Kiefner, J.F., Eiber, R.J., and Duffy, A.R., 1971, Ductile Fracture Initiation, Propagation and Arrest in Cylindrical Vessels Fracture Toughness, *Technical report*, ASTM STP514
- Mustaffa, Z. and van Gelder, P., A, 2010, Review and Probabilistic Analysis of Limit State Functions of Corroded Pipelines, In *Proceedings of the 20th International Offshore and Polar Engineering Conference*, pages 626–632, Beijing, China
- Orasheva, J., 2017, The Effect Of Corrosion Defects On The Failure Of Oil And Gas Transmission Pipelines: A Finite Element Modeling Study, *A thesis submitted to the School of Engineering*, University Of North Florida

Pengaruh Paramater Pengelasan *In-Service* Pada Proses *Hot Tap* Pipa Penyalur Gas Alam Bertekanan

M. H. Wahyudi* dan M. W. Wildan

Departemen Teknik Mesin dan Industri, Fakultas Teknik, Universitas Gadjah Mada.
Jl. Grafika No.2, Kompleks UGM, Yogyakarta 55281, Indonesia,
Telp. (0274) 521673
e-mail: *maulana.hendra.w@mail.ugm.ac.id

Abstrak

Pada proses pengelasan dalam kondisi pipa dengan aliran dan tekanan didalamnya (*in-service welding*) ada dua risiko yang perlu dipertimbangkan yaitu *burnthrough* di mana busur pengelasan menyebabkan dinding pipa terbuka sehingga isi pipa dapat keluar dan yang berikutnya adalah retak hidrogen yaitu terjadinya retak pada daerah *Heat Affected Zone* (HAZ) yang timbul sebagai akibat laju pendinginan cepat yang dihasilkan oleh fluida di dalam pipa. Untuk mencegah hal tersebut terjadi maka perlu dilakukan pengembangan penentuan parameter pengelasan yang bertujuan untuk meminimalkan pembentukan struktur mikro yang rentan terhadap retak dan menghindari terjadinya *burnthrough*. Tujuan dari penelitian ini adalah untuk menentukan parameter pengelasan yang aman untuk aplikasi pengelasan *in-service* selama proses *hot tapping* pipa gas alam di PT. XYZ yang berlokasi di Kalimantan Timur tanpa melakukan penghentian fasilitas dalam beroperasi. Penelitian ini terdiri dari dua langkah utama yaitu simulasi komputer dan eksperimen. Langkah pertama parameter nilai masukan panas pengelasan (*heat input*) dihitung menggunakan perangkat lunak komersial *PRCI* untuk memprediksi kekerasan di daerah HAZ agar memiliki nilai ≤ 350 HV dan prediksi suhu permukaan bagian dalam pipa resiko dimana nilai yang dikategorikan aman adalah ≤ 982 °C. Langkah selanjutnya adalah melakukan proses eksperimen menggunakan material *API 5L Gr. X52* dengan ukuran diameter 12", tebal 6,25 mm, dan kecepatan aliran linier air didalam pipa 0,07 m/s. Proses pengelasan menggunakan metode *GTAW* dan *SMAW*, dengan elektroda masing - masing ER70S-6 diameter 2,4 mm dan E7018 H4R dengan diameter 3,2 mm. Ada tiga kelompok parameter pengelasan yang disimulasikan yaitu *heat input* rendah, *heat input* tinggi, dan *heat input temper bead* dengan perlakuan *preheat*. Hasil yang dipilih adalah metode dengan nilai hasil kekerasan terendah yaitu *heat input temper bead* (1,38 kJ/mm) dimana didapatkan nilai kekerasan HAZ 230,8 HV dan temperature didalam pipa sebesar 624 °C. Laju pendinginan air pada saat eksperimen berdasarkan kemampuan pompa sebesar 0,07 m/s dapat mewakili laju pendinginan gas alam pada kondisi aktual. Pada saat eksperimen didapat nilai kekerasan kritis pada HAZ yang sedikit lebih tinggi dari prediksi yaitu 235 HV, tetapi masih jauh lebih rendah dari batas kritis. Dari hasil simulasi dan eksperimen disimpulkan bahwa metode *temper bead*, penggunaan metode *GTAW* dan perlakuan *preheat* dapat menghasilkan parameter pengelasan yang aman untuk melakukan pengelasan inservice pada proses *hot tapping* pipa gas bertekanan.

Kata kunci : Pengelasan *In-service*, *API 5L X52*, Kekerasan, Daerah terpengaruh panas (HAZ), *temper bead* pengelasan.

Abstract

During welding on pipe with live fluid and pressure inside (in-service welding) two risks need to be considered. The first is the risk of burnthrough, where the welding arc causes the pipe wall to be penetrated allowing the contents to escape. The second is the risk of hydrogen cracking that arises from the fast cooling rates of pipe wall from fluid cooling. To prevent these risks a safe welding parameters shall be established to minimize the formation of crack susceptible microstructures and avoiding burnthrough. The objective of this research is to determine safe welding parameter for in-service welding application during natural gas pipeline hot tapping process at PT. XYZ located in East Kalimantan. This research consists of two main steps, first step, welding parameter like heat input for bead was approximately calculated by commercial software PRCI program to predict critical HAZ hardness to have value less than 350 HV and the inside surface temperature of less than 1800°F (982°C). Next step is to perform welding experiment using material of API 5L Gr. X52 pipe steel with diameter 12", wall thickness of 6.25 mm and linear flow velocity of 0,07 m/s. GTAW and SMAW welding process were used, with consumable 2,4 mm diameter ER70S-6 and 3,2 mm diameter low hydrogen E7018 H4R respectively. There were three welding parameters groups named low heat input, high heat input and temper bead heat input were calculated. As the results temper bead heat input was selected since with the same heat input of 1,38 kJ/mm the HAZ hardness of 230,8 HV and temperature inside the pipe of 624 °C were predicted. Water cooling rate during experiment was following pump capacity 0,07 m/s and can be use to represent actual gas flow. During experiment slightly higher HAZ hardness of 235 HV at the run pipe was attained in the actual welding, this still far below critical hardness limit. The use of temper bead technique, GTAW welding process and preheat application can produce safe welding parameter for in-service welding during hot tapping process in gas pipeline. This study found, ASME-B31G level 1 conservatism require correction factors related to its corrosion width.

Keywords : In-service welding, API 5L X52, Hardness, Heat Affected Zone (HAZ), temper bead welding.

1. PENDAHULUAN

Hot tapping adalah teknik pemasangan dan penyambungan pipa baru ke pipa lama yang sedang aktif beroperasi dengan cara mengebor bagian dari pipa lama dimana pipa baru tersebut akan dipasangkan. Di dalam suatu fasilitas, selalu ada kemungkinan penambahan cabang perpipaan, perubahan jalur perpipaan, pemasangan katup baru, pemasangan alat-alat instrumentasi dimana diharapkan semuanya ini dilakukan tanpa mengganggu operasi yang sedang berjalan. Pada dasarnya *hot tapping* tidak diinginkan mengingat resikonya sangat tinggi terutama apabila fluida di dalam pipa mempunyai sifat mudah terbakar, bagaimanapun proses ini memiliki nilai ekonomis yang signifikan karena dapat menghindari biaya yang timbul jika terjadi penghentian operasi. Karena hal tersebut perlu dilakukan kajian yang lebih mendalam mengenai resiko atau bahaya apa yang bisa terjadi bila harus dilakukan pekerjaan tersebut dan bagaimana cara untuk memitigasinya.

Suatu pipa penyalur dikatakan dalam kondisi *in-service* atau aktif jika didalamnya berisi fluida operasi (seperti produk minyak bumi atau gas alam) yang mungkin bertekanan dan dengan atau tanpa ada aliran. Ada dua masalah utama dalam pengelasan *in-service* yaitu *burnthrough* dan retak hidrogen. Pengelasan *in-service* harus memiliki keseimbangan antara keselamatan terhadap personel/operasi di satu sisi dan pencegahan timbulnya karakteristik material yang tidak diinginkan di sisi lain. *Heat input* pengelasan perlu dibatasi untuk meminimalkan risiko terjadinya *burnthrough*, namun rendahnya nilai *heat input* bisa tidak mencukupi untuk mengatasi kemampuan

pendinginan oleh fluida di dalam pipa dalam menghilangkan panas pada lasan, sehingga terjadi laju pendinginan berlebihan yang meningkatkan resiko terjadinya retak hidrogen.

Beberapa peneliti seperti Bruce (2002) menyatakan bahwa kekerasan pada daerah terpengaruh panas (HAZ) adalah indikator adanya mikrostruktur yang rentan terhadap retak hydrogen, nilai kritis untuk terjaidnya retak adalah jika kekerasan daerah lasan 350 HV. Dalam penelitiannya Huang dkk. (2017) menyatakan bahwa laju aliran dan tekanan gas dalam pipa secara signifikan mempengaruhi koefisien perpindahan panas pada pipa yang mengalami panas akibat proses pengelasan. Sementara itu mengenai kandungan hidrogen Farzadi (2015) menyimpulkan bahwa untuk pengelasan *in-service*, kandungan hidrogen dalam elektroda dijaga pada tingkat terendah dengan penggunaan elektroda dasar rendah hidrogen (tipe H4R). Didalam penelitiannya Srisutraporn dkk. (2018) menjelaskan bahwa metode *temper bead pengelasan* secara signifikan bisa menurunkan nilai maksimum kekerasan di area HAZ pada pengelasan *in-service*. Studi ini bertujuan untuk menentukan parameter pengelasan yang diperlukan untuk melakukan proses pengelasan *in-service* pipa penyalur fluida gas alam berbahan pipa *API 5L Grade X52* dengan aman dan tanpa melakukan perubahan parameter operasi pipa.

2. METODE PENELITIAN

2.1. Material Eksperimen

Penelitian dimulai dengan mengumpulkan informasi mengenai parameter operasi pipa penyalur gas alam yang menjadi obyek penelitian seperti yang ditampilkan pada Tabel 1. dan menjadi acuan dalam penentuan parameter pengelasan. Eksperimen dilakukan menggunakan pipa dengan spesifikasi API 5L X52 berukuran diameter 12” dengan ketebalan 12,4 mm dan dilakukan proses permesinan untuk mengurangi tebal menjadi 6,25 mm.

Tabel 1. Parameter Operasi Pipa

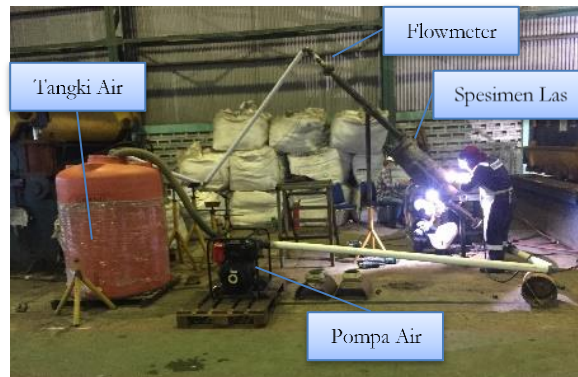
2.2. Pelaksanaan Eksperimen

Penelitian ini dibagi menjadi dua langkah utama, yang pertama adalah menentukan nilai

Parameter	Aktual	Ekperimen
Fluida	Gas Alam Metana	Air
Jenis Pipa	API 5L Gr. X52	API 5L Gr. X52
Tebal	9,5mm	6,25mm
Tekanan Operasi	1,4 Mpa	Pressure tidak disimulasikan dalam Eksperimen
Temperatur	44 °C	35 °C
Kecepatan Aliran Linear	11 m/s	0,07 m/s

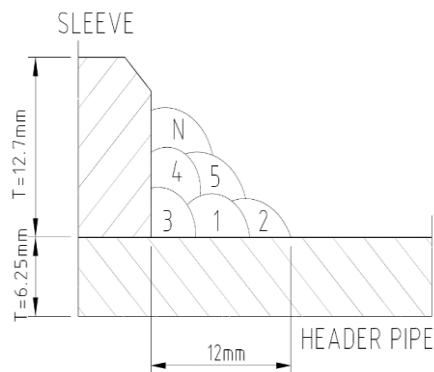
parameter pengelasan (*heat input*) menggunakan simulasi komputer dengan perangkat lunak PRCI (*Thermal Analysis Model for Hot Tap Pengelasan V4.2*). Ada 3 kelompok parameter yang disimulasikan yaitu *heat input* rendah; *heat input* tinggi dan *heat input* pengelasan *temper bead*. Hasil simulasi yang menghasilkan prediksi nilai kekerasan daerah HAZ dibawah 350 HV dan nilai temperatur bagian dalam pipa dibawah 982 °C akan dipilih untuk menghindari terjadinya retak hidrogen dan *burnthrough*. Langkah kedua adalah melakukan eksperimen pengelasan sesuai dengan standar *API 1104 Annex. B*, menggunakan jenis proses pengelasan *Gas Tungsten Arc Welding* (GTAW) dan *Shield Metal Arc Welding* (SMAW). Untuk proses GTAW material pengisi yang digunakan adalah ER70S-6 sesuai dengan AWS A 5.18 dengan diameter 2.4 mm, polaritas

listrik DCEN dengan kemurnian gas argon 99.9%, sedangkan untuk proses *SMAW* digunakan elektroda E7018 H4R sesuai dengan AWS A 5.5, berukuran diameter 3.2 mm dan polaritas listrik DCEP. Material *sleeve* diletakkan diatas sebuah pipa utama/ *header* dengan posisi pengelasan 6G arah pengelasan naik seperti yang terlihat dalam Gambar 1.



Gambar 1. Eksperimen Pengelasan

Sementara itu untuk mendapatkan nilai konveksi perpindahan panas yang sama atau lebih tinggi dengan kondisi aktual aliran air di dalam header dibuat dengan menggunakan pompa yang menghasilkan kecepatan linear 0,07 m/s dan dipertahankan selama proses pengelasan. Urutan penempatan lasan *temper bead* seperti yang terlihat pada di Gambar 2.



Gambar 2. Urutan Temper Bead Welding

3. HASIL DAN PEMBAHASAN

3.1. Validasi Material Pengelasan

Dari hasil validasi dengan menggunakan uji *Positive Material Identification* dan pengujian mekanis didapatkan bahwa material sesuai dengan persyaratan komposisi kimia dan properti mekanis API 5L Gr. X52.

3.2. Penentuan Parameter *Heat Input*

Simulasi pengelasan menggunakan perangkat lunak PRCI dengan memasukan seluruh informasi perencanaan pengelasan dan variabel heat input, dari hasil simulasi perangkat lunak PRCI disimpulkan untuk memilih perencanaan parameter dengan teknik temper bead karena

menghasilkan suhu pipa dibawah 982°C dan kekerasan material pada daerah HAZ dibawah 350 HV seperti yang terlihat pada Tabel 2.

Tabel 2. Simulasi Perangkat Lunak PRCI *Heat Input Temper Bead*

No	Proses	Dia. (mm)	Kuat Arus (A)	Teg. (V)	Kec. (mm/min)	Heat Input (kJ/mm)	t _{8/5} (s)	Inside Temp (°C)	Hardness (HV)
1	GTAW	2.4	145-159	11-12	78	1.34	1.88	431.89	230.68
2	GTAW	2.4	145-158	11-12	68	1.58	2.8	439.3	210.89
3	GTAW	2.4	149-158	11-12	77	1.36	1.89	433.65	230.3
4	GTAW	2.4	162-172	11-13	67	1.82	2.92	464.72	209.13
5	GTAW	2.4	162-168	11-13	70	1.65	2.42	458.56	217.58
6	SMAW	3.2	120-130	22-26	90	2.00	5.7	672.81	187.4
7	SMAW	3.2	119-130	22-26	111	3.92	10.7	665.81	174.95
8	SMAW	3.2	120-133	22-26	204	0.89	2.19	577.7	222.46

3.3. Penentuan Laju Aliran Eksperimen

Dari hasil simulasi PRCI didapatkan bahwa laju pendinginan t_{8/5} yang direncanakan untuk eksperimen akan lebih cepat dari kondisi aktual. Sesuai dengan Standar API 1104 bahwa laju pendinginan yang lebih cepat pada eksperimen dapat mewakili kondisi actual laju pendinginan yang lebih lambat seperti yang terlihat pada Tabel 3.

Tabel 3. Penentuan Laju Aliran Eksperimen

Kondisi	Diameter (Inch)	Tebal (mm)	Fluida	Laju Aliran (m/s)	Heat Rate (BTU/sec)	Cooling Time t _{8/5} (sec)
Aktual	12	12	Metana	11	3,8	26,9
Eksperimen	12	6	Air	0,07	3,8	12,18

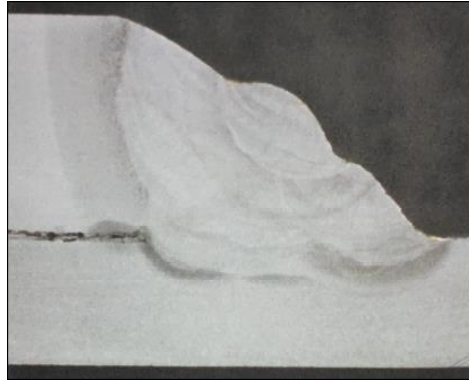
3.4. Hasil Pengujian Spesimen Pengelasan

Jenis pemeriksaan dan pengujian terhadap sambungan hasil pengelasan pada proses pengelasan in-service mengacu pada standar API 1104 seperti yang terlihat pada Tabel 4 dan hasilnya sesuai dengan persyaratan yang diminta dalam standar tersebut.

Tabel 4. Hasil Uji Spesimen Pengelasan

Type Las	Tensile	Nick Break	Face Bend	Root Bend	Macro & Hardness	Micro
Groove	2	2	2	2	-	-
Fillet	-	4	4	-	4	1

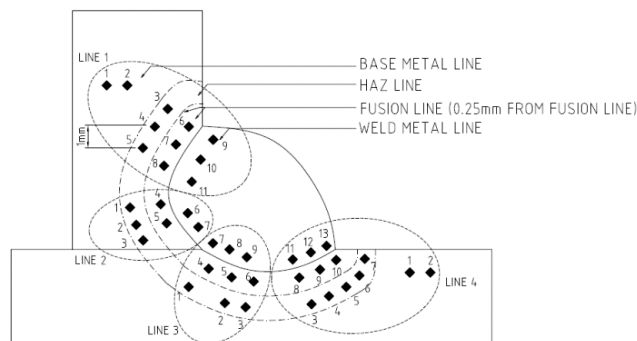
Berdasarkan hasil pemeriksaan struktur makro pada sampel pipa yang telah dilas setiap lapisan pengelasan dan daerah terpengaruh panas terlihat menunjukkan logam pengisi telah bersatu dengan logam dasarnya. *API 5L Grade X52* sebagai logam dasar mempunyai kemampuan menyerap panas dengan baik, sehingga HAZ yang terbentuk tidak terlalu besar. Tidak terlihat juga adanya cacat pengelasan, seperti inklusi slag, udara yang terjebak dan cacat lainnya yang dapat meningkatkan tegangan dalam seperti yang terlihat pada Gambar 3.



Gambar 3. Spesimen Uji Makro

3.5. Hasil Pengujian Kekerasan

Nilai kekerasan erat kaitannya dengan kemampuan material lasan menahan dan menyerap beban yang datang dari dalam dan luar pipa. Proses pengujiannya mengacu pada standar ASTM E92-8 dan menggunakan metode *Vickers* serta dilakukan pada temperatur 24°C pada arah jam 06.00 sebanyak 4 *line*/garis yang terdiri dari HAZ, logam dasar, lasan dan area *Fusion Line* HAZ *Coarse Grain* seperti yang terlihat pada Gambar 4.



Gambar 4. Lokasi Uji Kekerasan

Seperti yang terlihat dalam Tabel 5, hasil pengujian memiliki nilai antara 181 – 340 HV. Nilai kekerasan bagian *sleeve* (*line* 1) lebih tinggi dari bagian *header* (*line* 2,3,4) karena proses pengelasannya menggunakan SMAW yang memiliki nilai *heat input* lebih besar dan tidak menerapkan metode *temper bead* sedangkan pada *header* terjadi penurunan nilai kekerasan karena penerapan metode *temper bead* dan penggunaan metode las GTAW yang memiliki nilai *heat input* lebih kecil dan juga adanya perlakuan *preheat* sehingga bisa mengurangi efek pendinginan cepat pada material.

Tabel 5. Nilai Uji Kekerasan

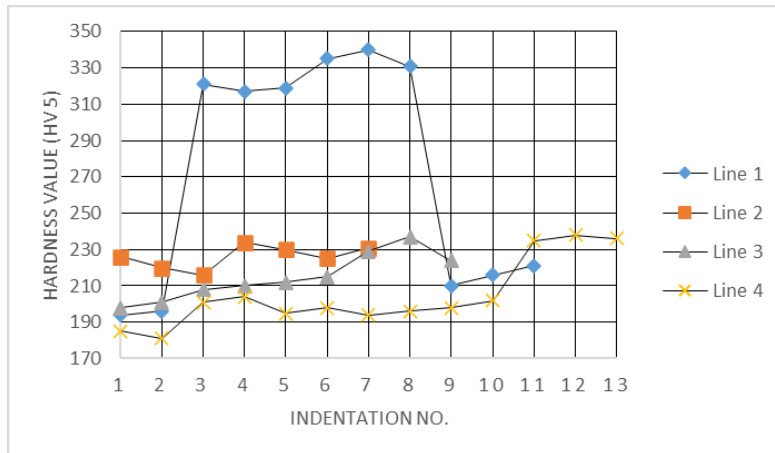
Vickers H ardness Value HV 5 (kgf/mm ²)
--

No.	Line 1	Line 2	Line 3	Line 4
1	194	226	198	185
2	196	220	201	181
3	321	216	208	201
4	317	234	210	204
5	319	230	212	195
6	335	225	215	198
7	340	231	229	194
8	331	-	237	196
9	210	-	224	198
10	216	-	-	202
11	221	-	-	235
12	-	-	-	238
13	-	-	-	236

Pendinginan yang lebih cepat pada proses pengelasan *in-service* sama halnya dengan melakukan proses quenching pada perlakuan panas sehingga menghasilkan *internal stress* yang tinggi dan berpengaruh terhadap nilai kekuatan dan kekerasan material pada daerah tersebut, dengan melakukan *preheat* akan menghasilkan perbedaan temperatur antara fluida kerja, logam dasar, dan logam cair yang relative lebih rendah jika dibandingkan jika tidak dilakukan sehingga bisa menurunkan nilai kekerasan.

Sesuai dengan persamaan *Hall-Petch* material dengan butir yang halus/kecil bersifat lebih keras dan kuat dibandingkan dengan material dengan butir kasar karena butir halus memiliki area batas butir total yang lebih luas untuk menghalangi pergerakan dislokasi, nilai kekerasan dan kekuatan yang lebih tinggi akan berdampak pada menurunnya keuletan dan ketangguhan dari material, hal ini dapat terlihat pada nilai kekerasan daerah HAZ *coarse grain* (0,25 mm dari *Fusion Line*) yang lebih tinggi dibandingkan daerah *Base Metal*. Selama proses pengelasan daerah las dan HAZ akan mengalami serangkaian siklus termal pemanasan sampai mencapai suhu fusi las dan kemudian diikuti dengan pendinginan cepat sebagai akibat fluida yang mengalir dalam pipa, hal ini mempengaruhi struktur mikro dan sifat mekanik daerah logam las dan HAZ.

Pengelasan dengan metode *temper bead* menyebabkan logam las dan daerah terpengaruh panas yang ada di bawahnya akan mengalami pemanasan berulang (*reheating*). Selama proses *reheating* logam las mengalami pemanasan hingga temperatur austenit yang dapat melarutkan berbagai paduan yang terdapat dalam baja. Oleh karenanya *heat input* yang diberikan selama pengelasan menjadi sangat penting karena dapat menjadi faktor prediksi mikro stuktur akhir yang akan terbentuk. *Heat input* yang semakin besar akan menghasilkan temperatur puncak yang semakin tinggi dan gradien temperature terhadap waktu pendinginan yang semakin besar. Gradien yang semakin besar menunjukkan laju pendinginan pasca pengelasan semakin tinggi.



Gambar 5. Grafik Kekerasan Material

Pengelasan *Temper bead* yang dilakukan menyebabkan terjadinya pendinginan yang tidak kontinu tetapi efek pendinginan fluida didalam pipa berlangsung secara terus menerus. Selama pengelasan, daerah las akan mengalami pendinginan dari suhu yang lebih tinggi hingga mencapai temperatur interpass dan kemudian akan mengalami pemanasan kembali oleh lapisan selanjutnya, kondisi ini akan menyebabkan terjadinya struktur mikro dengan karakteristik masing-masing sesuai karakter transformasinya.

3.6. Hasil Pengamatan Struktur Mikro

Siklus pendinginan pada proses pengelasan pada umumnya berlangsung secara kontinu tanpa adanya penurunan suhu secara mendadak sedangkan pada proses pengelasan *in-service* pendinginan berlangsung cepat sehingga untuk menganalisa struktur mikro hasil pengelasan tidak dapat menggunakan diagram fasa yang hanya dapat dipergunakan pada laju pendinginan lambat dan terjadi proses difusi atom, karena itu untuk menganalisis struktur mikro hasil pengelasan *in-service* digunakan diagram *Continuous Cooling Transformation (CCT)*.

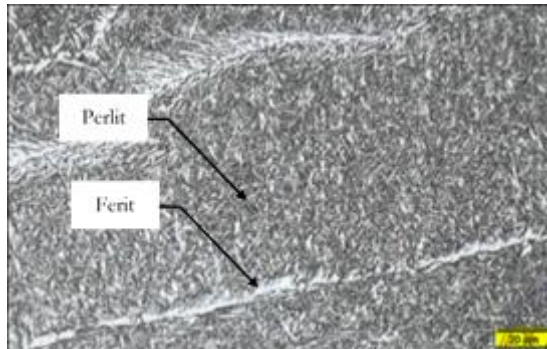
Pada proses pengelasan, transformasi fasa ferit (α -Fe) dan austenit (γ -Fe) merupakan tahap yang paling krusial karena struktur mikro logam las yang berarti juga sifat-sifat mekanisnya sangat ditentukan pada tahap ini. Diantara faktor-faktor yang mempengaruhi transformasi γ (austenit) ke α (ferit) adalah *heat input*, komposisi kimia las, kecepatan pendinginan dan bentuk sambungan lasan.

Pengamatan struktur mikro pada daerah material induk, area lasan dan area HAZ dilakukan dengan pembesaran foto 500x yang diambil pada area *beader* dimana dilakukan pengelasan kombinasi GTAW dan SMAW dan adanya pendinginan cepat oleh fluida.

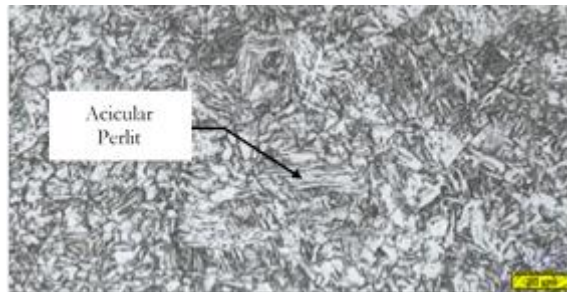
Hasil pengamatan pada daerah lasan bisa dilihat pada Gambar 6. Struktur yang tampak adalah perlit dan ferit, dimana perlit berwarna gelap dan ferit berwarna putih lebih mendominasi. Ferit yang mempunyai sifat lunak lebih banyak mendominasi struktur baja dan perlit mempunyai sifat yang lebih keras berada diantaranya dengan jumlah yang lebih sedikit mempunyai posisi yang tidak teratur.

Hasil pengamatan pada daerah HAZ dapat dilihat pada Gambar 7. Struktur mikro didominasi oleh acicular ferit-perlit. Pada daerah HAZ yang dekat pada garis lebur akan terjadi pembentukan ferit dengan cepat pada saat proses pengelasan berlangsung sehingga struktur berubah sesuai dengan siklus thermal yang terjadi sehingga menyebabkan daerah HAZ terjadi penurunan kekuatan yang mengakibatkan menjadi daerah yang rawan getas.

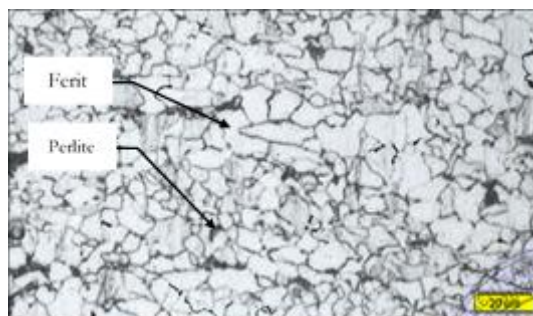
Hasil pengamatan pada daerah *Base Metal* seperti pada Gambar 8. Struktur mikro masih didominasi oleh ferit-perlite. Pada daerah induk struktur ferit mengalami pertumbuhan sedikit saat proses pengelasan berlangsung karena mendapat panas sehingga struktur berubah sesuai dengan panas yang didapat dari pengelasan.



Gambar 6. Struktur mikro pada daerah Logam Las



Gambar 7. Struktur Mikro pada daerah HAZ



Gambar 8. Struktur Mikro pada daerah *Base Metal*

4. KESIMPULAN

Pengelasan kombinasi GTAW dan SMAW dengan metode *temper bead* dan penerapan *preheat* pada pengelasan *in-service* dapat menurunkan nilai kekerasan di HAZ dan resiko terjadinya *burnthrough* dapat dihindari sehingga dapat dipergunakan dengan aman pada proses pengelasan *hot tapping* pipa penyalur Gas Alam tanpa perlu melakukan penurunan parameter operasi pipa penyalur seperti penurunan tekanan dan laju aliran, sehingga tidak menimbulkan kerugian lingkungan dan sosial ekonomi.

5. DAFTAR PUSTAKA

- API (2018), API specification 5L Specification for line pipe. Washington, D.C.: American Petroleum Institute.
- ASME. (2019). Section II Materials Part C Specifications for Welding Rods, Electrodes, and Filler Metals Material. American Society of Mechanical Engineers.
- ASME. (2019). Section V Non Destructive Examination. American Society of Mechanical Engineers.
- ASTM (2015). E340-15, Standard Practice for Macroetching Metals and Alloys, ASTM International, West Conshohocken, PA. www.astm.org.
- Boran, J. The Hot-Tapping of Sub Sea Pipelines. *Welding Review*, vol6, no 4 Nov 1987, pp283-284
- Bruce, William. (2002). Qualification of Procedures for Welding Onto inservice Pipelines.
- Cassie B. A., (1974) The Welding of Hot Tap Connections to High Pressure Gas Pipelines, Pipeline Industries Guild J. W. Jones Memorial Lecture.
- Callister Jr, W. D., & Rethwisch, D. G. (2012). Fundamentals of materials science and engineering: an integrated approach: John Wiley & Sons.
- Cheng, Wentao & Wang, Yong-Yi & Amend, William & Swatzel, Jim. (2004). Weld Microstructure and Hardness Prediction for inservice Hot-Tap Welds. Proceedings Biennial International Pipeline Conference.
- Cola M. J. & Threadgill P. L., (1988) Final Report on Criteria for Hot Tap Welding, American Gas Association, Edison Welding Institute Project J7038.
- D.Nolan,Z. Sterjovski and D.Dunne.,Modelling of HAZ Hardness in C-Mn Pipeline Steels Subjected to In-Service Welding Procedures. IIW Document No.IX-2165-05.
- Farzadi, Ali. (2015). Gas Pipeline Failure Caused by In-Service Welding. *Journal of Pressure Vessel Technology*.
- Huang, Zhiqiang & Haiping, Tang & Ding, Yaping & Wei, Qinwen & Xia, Guofa. (2017). Numerical Simulations of temperature for the in-service welding of gas pipeline. *Journal of Materials Processing Technology*.
- Kwankaew, Supolchai & Phaoniam, Rittichai & Poopat, Bovornchok & Srisutraporn, Sermsak. (2018). Inservice Operating Conditions Affecting On Weld HAZ Hardness For API5L Gr.B Pipe Steel Maintenance.MATEC Web of Conferences.
- Qian, Wu & Yong, Wang & Tao, Han & Hongtao, Wang & Shiwei, Gu & Laihui, Han. (2019). Study on the Failure Mechanism of Burn-Through During In-Service Welding on Gas Pipelines. *Journal of Pressure Vessel Technology*.
- Sperko, W.J.. (2005). *Exploring Temper Bead Welding*. *Welding Journal* (Miami, Flo). 84. 37-40.
- Srisutraporn, Sermsak & Phaoniam, Rittichai & Poopat, Bovornchok & Kwankaew, Supolchai. (2018). Effect Of Tempered Bead Techniques On Maximum HAZ Hardness For In Service Pipeline Welding. MATEC Web of Conferences.
- Trench, C. J., & Kiefner, J. F. (2001). Oil Pipeline Characteristics and Risk Factors: Illustrations from the Decade of Construction.
- Tawancy, H., Al-Hadhrami, L. M., & Al-Yousef, F. (2013). Analysis of corroded elbow section of carbon steel piping system of an oil-gas separator vessel. *Case Studies in Engineering Failure Analysis*, 1(1), 6-14.
- Wade J.B., (1978) Effect of Preheat on Hot Tapping Procedures, Australian Welding Research Association Research Report, Snowy Mountains Corporation.Wade J.B., (1978) Effect of Preheat on Hot Tapping Procedures, Australian Welding Research Association Research Report, Snowy Mountains Corporation.