การพัฒนาแบบจำลองเชิงตัวเลขสำหรับกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

DEVELOPMENT OF MATHEMATICAL MODEL FOR DOWN-DRAFT GASIFICATION

กิตติภาส วศินารมณ์
KITTIPASS WASINAROM

วิทยานิพนธ์นี้เป็นส่วนหนึ่งของการศึกษาตามหลักสูตรปริญญาวิศวกรรมศาสตรดุษฎีบัณฑิต
สาขาวิชาวิศวกรรมเครื่องกล
คณะวิศวกรรมศาสตร์
สถาบันเทคโนโลยีพระจอมเกล้าเจ้าคุณทหารลาดกระบัง
พ.ศ.2562
KMITL-2019-EN-D-058-090

การพัฒนาแบบจำลองเชิงตัวเลขสำหรับกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

DEVELOPMENT OF MATHEMATICAL MODEL FOR DOWN-DRAFT GASIFICATION

กิตติภาส วศินารมณ์

KITTIPASS WASINAROM

วิทยานิพนธ์นี้เป็นส่วนหนึ่งของการศึกษาตามหลักสูตรปริญญาวิศวกรรมศาสตรดุษฎีบัณฑิต

สาขาวิชาวิศวกรรมเครื่องกล

คณะวิศวกรรมศาสตร์

สถาบันเทคโนโลยีพระจอมเกล้าเจ้าคุณทหารลาดกระบัง

พ.ศ.2562

KMITL-2019-EN-D-058-090

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

DEVELOPMENT OF MATHEMATICAL MODEL FOR DOWN-DRAFT GASIFICATION

KITTIPASS WASINAROM

A THESIS SUBMITTED IN PARTIAL FULFILLMENT
OF THE REQUIREMENT FOR THE DEGREE OF
DOCTOR OF ENGINEERING IN MECHANICAL ENGINEERING
FACULTY OF ENGINEERING
KING MONGKUT'S INSTITUTE OF TECHNOLOGY LADKRABANG
2019

KMITL-2019-EN-D-058-090

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

COPYRIGHT 2019
FACULTY OF ENGINEERING
KING MONGKUT'S INSTITUTE OF TECHNOLOGY LADKRABANG

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

หัวข้อวิทยานิพนธ์	การพัฒนาแบบจำลองเชิงตัวเลขสำหรับกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง
นักศึกษา	นายกิตติภาส วศินารมณ์
รหัสประจำตัว	56601049
ปริญญา	วิศวกรรมศาสตรดุษฎีบัณฑิต
สาขาวิชา	วิศวกรรมเครื่องกล
พ.ศ.	2562
อาจารย์ที่ปรึกษาวิทยานิพนธ์	รศ.ดร.จารุวัตร เจริญสุข

บทคัดย่อ

งานวิจัยนี้เป็นการพัฒนาแบบจำลองเชิงตัวเลขของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด แบบจำลองแบ่งออกเป็น 1.) แบบจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ 2.) แบบจำลองสมดุลทางเทร์โมไดนามิกส์ 3.) แบบจำลองแบบ plug flow reactor

แบบจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด เป็นแบบจำลองที่มีความซับซ้อนทางกายภาพสูง ขั้นตอนการพัฒนาแบบจำลองเริ่มจากการระบบที่มีความซับซ้อนทางกายภาพที่น้อยกว่าก่อน โดยพิจารณารายละเอียดของกายภาพดังนี้ 1.) การเผาไหม้ในสถานะแก๊สภายในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น (homogeneous combustion) 2.) การนำความร้อนภายในเนื้อชิ้นเชื้อเพลิงและการถ่ายเทความร้อนผ่านผิวสัมผัสของเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น 3.) การถ่ายเทความร้อนระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงและแก๊สเนื่องจากความแตกต่างของอุณหภูมิของชิ้นเชื้อเพลิงและแก๊สภายในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น 4.) การแผ่รังสีความร้อนระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแข็ง (solid matrix radiation) 5.) การถ่ายเทส่วนเพิ่มจากการไหลแบบกระเจิง (flow dispersion) กายภาพเหล่านี้เป็นปัญหาของการเผาไหม้ชิ้นเชื้อเพลิงที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกิริยา ซึ่งมีความสมมูลกับปัญหาการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกิริยา ในการพัฒนาแบบจำลองนี้ได้มีการศึกษาการปรับแก้ (calibration) และตรวจสอบ (validation) กับชุดทดลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่ทำปฏิกิริยาทำด้วยอลูมีน่า หลังจากที่มีการปรับแก้ค่าคงที่พื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนระหว่างแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนกับของแข็งวัสดุพรุน และการปรับแก้ค่าคงที่การดับของการแผ่รังสีความร้อน การตรวจสอบแบบจำลองกับผลการทดลองทำที่สามเงื่อนไขกำลังการเผาไหม้ที่ต่างกัน ซึ่งพบว่าการกระจายตัวของอุณหภูมิภายในวัสดุพรุนจากผลการทดลองสอดคล้องกับผลการจำลองเป็นอย่างดี และพบว่าผลกระทบของการปรับแก้ค่าพารามิเตอร์ทั้งสองจะมีผลต่ออุณหภูมิมากขึ้นที่เงื่อนไขการให้พลังงานที่สูงขึ้น โดยเฉพาะช่วงใกล้ย่านเปลวหลุด (blow off)

ในส่วนของแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ และแบบจำลองแบบ plug flow reactor มีการตรวจสอบผลการจำลองกับชุดทดลองที่ใช้กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง (stratified downdraft gasification) โดยทั้งการทดลองและการจำลองทำกับเชื้อเพลิงสองชนิด ได้แก่ เชื้อเพลิงแกลบ และชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด โดยทำที่เงื่อนไขการไหลอากาศระหว่าง 20 ถึง 50 ลิตรต่อนาที แบบจำลองสมดุลเทอร์โมไดนามิกส์ถูนำมาใช้ทำนายอุณหภูมิและส่วนประกอบแก๊สในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ ชุดปฏิกิริยาเคมีรีดักชั่นถูนำมาใช้ร่วมกับแบบจำลอง plug flow reactor ในการทำนายการกระจายอุณหภูมิและส่วนผสมแก๊สในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น โดยใช้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ผลจากแบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์เป็นค่าเริ่มต้นการคำนวณ ความเร็วการลามของเปลวไฟสามารถคำนวณได้จากตำแหน่งอุณหภูมิสูงสุด (maximum temperature) ที่ระยะเวลาต่างๆ หลังจากจุดติดเชื้อเพลิง ความเร็วในการลามของเปลวไฟในเชื้อเพลิงแกลบมีค่ามากกว่ากรณีเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ดอยู่ประมาณห้าเท่าที่อัตราการไหลอากาศเท่ากัน อุณหภูมิสูงสุดมีค่าใกล้เคียงกันในทั้งสองเชื้อเพลิง แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ทำนายค่าอุณณหภูมิการเผาไหม้ได้สูงกว่าค่าที่วัดได้จากการทดลอง แบบจำลอง plug flow reactor ที่ใช้ชุดปฏิกิริยาเคมีรีดักชั่นมีแสดงให้เห็นถึงอัตราการเกิดปฏิกิริยาที่สูงในช่วงบริเวณทางเข้าของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่นเนื่องมาจากอุณหภูมิที่ทำนายจากแบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ทที่มีค่าสูงเกินจริง การกระจายอุณหภูมิจากการจำลองมีความสอดคล้องกับผลการจำลอง

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

Thesis	Development of Mathematical Model for Down-Draft Gasification
Student	Mr.Kittipass Wasinarom
Student ID.	56601049
Degree	Doctor of Engineering
Program	Mechanical Engineering
Year	2019
Thesis Advisor	Assoc.Prof.Dr.Jarruwat Charoensuk

ABSTRACT

This thesis concerns with the development of mathematical model for fixed bed gasification. It was separated into three types which are 1.) Computational fluid dynamics model 2.) Thermodynamics equilibrium model 3.) Plug flow reactor model

Computational fluid dynamics model for fixed bed gasification is considered one of the most complex model which multi-physics have to be taken into account. The model development is necessary to commence with the less complicate task which the physics involved are 1.) Homogeneous combustion in pores cavity between the packed fuel bed 2.) Conduction heat transfer of the packed solid particle and contact heat transfer 3.) Heat transfer between solid porous matrix and the gas in pores space due to thermal in-equilibrium 4.) Solid matrix radiation 5.) Additional transport due to flow dispersion. These physics involved are equivalent to the combustion within inert porous media problem. In this thesis, the computational fluid dynamics model for combustion within inert porous media was developed. The model was calibrated and validated with three cases of the experimental result.

The second part of this thesis deals with thermodynamics equilibrium model and the reduction kinetic using plug flow reactor model. These two models were validate with stratified downdraft gasification test. The different experimental condition were carried out with different fuel using rice husk and the wood pellet. The air flow rates were in between 20 to 50 L/min Chemical equilibrium modeling was employed to predict the temperature and composition of the sample in the combustion zone. Finite kinetic modeling was used to simulate the reduction zone. The initial temperature and composition of the reduction zone simulation were obtained from the chemical equilibrium results taken from the combustion zone. The flame propagation rate was calculated from the temperature profile at different time steps and was used as the prerequisite to calculate the equivalent ratio in modeling the combustion zone. The flame propagation speed of the rice husk was found to be around five times greater than wood pellet at the same air flow rate. The peak temperature of both fuels had similar values. For all air mass flow rates,

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

the equilibrium modeling over-estimated the peaks in comparison with the experimental tests. The kinetic model was sensitive to the input temperature at the zone inlet. The predicted temperature in the reduction zone demonstrated high kinetic activity at the top of the zone due to a high gas temperature. The predicted temperature was in agreement with the experimental test results.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

กิตติกรรมประกาศ

วิทยานิพนธ์ฉบับนี้สำเร็จลุล่วงได้เป็นอย่างดีด้วยคำแนะนำคำปรึกษาและความกรุณาจาก รองศาสตราจารย์ ดร.จารุวัตร เจริญสุข อาจารย์ผู้ควบคุมวิทยานิพนธ์ ผู้วิจัยรู้สึกซาบซึ้งในความอนุเคราะห์และขอกราบขอบพระคุณเป็นอย่างสูง

ขอขอบพระคุณ ศาสตราจารย์ ดร.สำเริง จักรใจ รองศาสตราจารย์ ดร.พงษ์เจต พรหมวงศ์ รองศาสตราจารย์ ดร.ชินรักษ์ เธียรพงษ์ ผู้ช่วยศาสตราจารย์ ดร.ณัตวิภา เจียระไนวชิระ และ รองศาสตราจารย์ ดร.จารุวัตร เจริญสุข ประธานและกรรมการสอบวิทยานิพนธ์ที่ได้กรุณาให้คำแนะนำตลอดจนข้อชี้แนะ จนในที่สุดทำให้วิทยานิพนธ์ฉบับนี้สำเร็จลงได้

สุดท้ายนี้ขอกราบขอบพระคุณ บิดา มารดา ที่เฝ้าเลี้ยงดู อบรมสั่งสอน และให้ทุนทรัพย์ในการศึกษาและทำวิทยานิพนธ์ฉบับนี้ตั้งแต่เริ่มต้นจนประสบความสำเร็จรวมทั้งเป็นกำลังใจในการฟันฝ่าปัญหาและอุปสรรคต่างๆ เสมอมา และขอขอบคุณผู้ที่ให้การสนับสนุนทุกท่านที่มิได้เอ่ยนามมา ณ ที่นี้ด้วย

ถ้าปราศจากบุคคลเหล่านี้ วิทยานิพนธ์ฉบับนี้คงไม่สามารถสำเร็จลุล่วงได้ด้วยดี คุณค่าและประโยชน์อันพึงมีจากวิทยานิพนธ์ฉบับนี้ ผู้วิจัยขอมอบแด่ผู้มีพระคุณทุกท่าน ขออำนาจคุณพระศรีรัตนตรัยอำนวยอวยพรความสุขสวัสดีจงมีแด่ทุกท่าน

กิตติภาส วศินารมณ์

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

สารบัญ

หน้า

บทคัดย่อภาษาไทย I
บทคัดย่อภาษาอังกฤษ III
กิตติกรรมประกาศ V
สารบัญ VI
สารบัญตาราง IX
สารบัญรูป X
รายการสัญลักษณ์และคำย่อ XIII
บทที่ 1 บทนำ 1
1.1 ความความเป็นมา 1
1.2 วัตถุประสงค์ของงานวิจัย 6
1.3 ขอบเขตของงานวิจัย 6
1.4 สมมุติฐานของงานวิจัย 7
1.5 วิธีการดำเนินการวิจัย 8
1.6 ประโยชน์ที่คาดว่าจะได้รับ 9
1.7 องค์รวมของวิทยานิพนธ์ 9

บทที่ 2 วรรณกรรมปริทัศน์ 10
2.1 งานวิจัยที่เกี่ยวข้องกับการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่มีการเกิดปฏิกริยา 10
2.2 งานวิจัยที่เกี่ยวข้องกับกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น 12

บทที่ 3 ทฤษฎีและการสร้างสมการแบบจำลองที่เกี่ยวข้อง 15
3.1 ทฤษฎีพื้นฐานการเผาไหม้ที่เกี่ยวข้อง 15
3.1.1 พลศาสตร์ทางเคมีของการเผาไหม้ 15
3.2 การสร้างแบบจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ 16
3.2.1 ปรากฏการณ์การถ่ายเทค่าคุณสมบัติในสนามการไหล 16
3.2.2 การสร้างสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติในสนามการไหล 17
3.2.3 สมการสถานะ 18
3.2.4 ปฏิกิริยาเคมีที่พิจารณา 19
3.2.5 การทำให้ไม่ต่อเนื่อง(Discretization) 20
3.2.6 การแบ่งกริด(grid generation) 20
3.2.7 วิธีการแปลงสมการอนุพันธ์ให้เป็นระบบสมการเชิงเส้น 20
3.3 การวิเคราะห์การเผาไหม้ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงแบบราบเรียบในสถานะแก๊ส และการเผาไหม้ในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 25
3.4 กายภาพที่เกิดขึ้นภายในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 29

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

สารบัญ(ต่อ)

หน้า

3.5 การประยุกต์ใช้แบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ และแบบจำลอง plug flow reactor ในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบบเสมือนว่าเป็นสภาวะคงที่ 30
3.6 การสร้างแบบจำลองสมดุลทางเคมี(Chemical Equilibrium) 31
3.7 การสร้างแบบจำลอง plug flow reactor 34

บทที่ 4 การพัฒนาโปรแกรมคอมพิวเตอร์ 36
4.1 การพัฒนาโปรแกรมแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ สำหรับการเผาไหม้ในวัสดุพรุน 36
4.1.1 ชุดสมการสถานะ(calorific equation of state) 43
4.1.2 กระบวนการผ่อนปรน(relaxation factor) 43
4.1.3 แผนผังการรันโปรแกรม 45
4.2 การพัฒนาโปรแกรมแบบจำลองสมดุลเทอร์โมไดนามิกส์ (Thermodynamic Equilibrium modeling) 46
4.3 การพัฒนาโปรแกรมแบบจำลอง plug flow reactor 46

บทที่ 5 อุปกรณ์การทดลองและเงื่อนไขการจำลอง 47
5.1 รายละเอียดชุดทดลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน 47
5.1.1 ชุดการทดลอง 47
5.1.2 ขั้นตอนการทดลอง 49
5.1.3 การแบ่งกริดและการกำหนดเงื่อนไขขอบ(Boundary condition) 49
5.1.4 เงื่อนไขการลู่เข้า 51
5.1.5 รายละเอียดเครื่องมือวัดที่ใช้ในชุดทดลองการเผาไหม้ในวัสดุพรุน 51
5.2 รายละเอียดชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 53
5.2.1 ขั้นตอนการทดลอง 54
5.2.2 รายละเอียดเครื่องมือวัดที่ใช้ในชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 56

บทที่ 6 ผลการทดลองและผลการจำลองเชิงตัวเลข 57
6.1 ผลการทดลองและผลการจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน 57
6.1.1 การหมุนเวียนความร้อน 64
6.1.2 ผลกระทบของค่าคงที่การดับ(extinction coefficient) 65
6.1.3 ผลกระทบของค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อน(effective area) 66
6.2 การลามของเปลวไฟและปฏิกิริยาโดยรวมของกระบวน การแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 68
6.2.1 การวิเคราะห์การลามของเปลวไฟของกระบวน การแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 69

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

สารบัญ(ต่อ)

หน้า

6.2.2 การวิเคราะห์ส่วนของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้โดยใช้แบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ 74
6.2.3 การวิเคราะห์ส่วนของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น 76

บทที่ 7 สรุปผลการวิจัย 81
7.1 สรุปผลการทดลองและการจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกิริยาเคมี 81
7.2 สรุปผลการทดลองและการจำลองของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 82

เอกสารอ้างอิง 83

ภาคผนวก 88
ภาคผนวก ก. บทความที่ได้รับการตีพิมพ์ 89

ประวัติผู้เขียน 125

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

สารบัญตาราง

ตารางที่ หน้า
1.1 แสดงการเปรียบเทียบกายภาพของปัญหากระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น
แบบฟิกซ์เบด กับการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกิริยาเคมี..... 5
5.1 แสดงเงื่อนไขการทดลอง..... 49
5.2 แสดงค่าคงที่ต่างๆสำหรับแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ของวัสดุพรุน..... 50
5.3 แสดงคุณสมบัติเชื้อเพลิงที่ใช้ในการทดลอง..... 55
5.4 แสดงเงื่อนไขการทดลองของแก๊สซิฟิเคชั่น..... 56

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

สารบัญรูป

รูปที่ หน้า

1.1 แสดงการไหลแบบกระเจิง (dispersion) ภายในโพรงวัสดุพรุน 2
1.2 แสดงการเผาไหม้ฟิกซ์คาร์บอนเกิดที่พื้นผิวของเชื้อเพลิง 3
1.3 แสดงการเผาไหม้ของสารระเหยที่เผาไหม้ได้ในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิง 3
1.4 แสดงกายภาพของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกิริยาเคมี 4
1.5 แสดงกายภาพของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด 4
1.6 แสดงสมมุติฐานในการพิจารณากระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบบเสมือนสมดุล (Quasi-steady) 8
2.1 แสดงเอนทัลปีส่วนเกินเนื่องจากการหมุนเวียนความร้อน 11
2.2 ชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลขึ้นขนาดใหญ่ที่ใช้สารแก๊สซิฟิเคชั่นผสมในสัดส่วนต่างๆ 12
3.1 แสดงแนวคิดของวัสดุพรุนต่อเนื่อง(continuum porous media) 16
3.2 แสดงการแบ่งพื้นที่การคำนวณออกเป็นปริมาตรควบคุมขนาดเล็ก 20
3.3 แสดงปริมาตรควบคุมภายในใดๆในพื้นที่การคำนวณ 20
3.4 แสดงตัวอย่างขั้นตอนการแปลงสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติให้เป็นระบบสมการเชิงเส้นในรูปแบบมาตรฐาน 24
3.5 แสดงบริเวณที่เกิด Thermal runaway และ Fuel depletion บริเวณที่เกิดการเผาไหม้ 25
3.6 แสดงการประยุกต์วิเคราะห์แนวบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ให้มีตำแหน่งอยู่นิ่งเป็นตำแหน่งอ้างอิง 27
3.7 แสดงกายภาพบริเวณต่างๆของการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศโดยวิเคราะห์การไหลแบบราบเรียบ 27
3.8 แสดงผลการจำลองการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงมีเทนและอากาศในย่านการไหลแบบราบเรียบ 28
3.9 แสดงการเคลื่อนที่ของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้และบริเวณที่เกิดปฏิกิริยา reduction ที่เวลาต่างๆ 29
3.10 การวิเคราะห์กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบบเสมือนว่าเป็นสภาวะคงที่ (quasi-steady state) 30
3.11 แสดงลักษณะแบ่งปริมาตรควบคุมย่อยของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยา reduction 31
3.12 แสดงแนวคิดของแบบจำลอง plug flow reactor 34
3.13 แสดงปริมาตรควบคุมที่ใช้ในแบบจำลอง plug flow reactor 34
4.1 แสดงขั้นตอนการระบุค่าคงที่การพัดพาของสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน 37
4.2 แสดงขั้นตอนการระบุค่าคงที่การพัดพาส่วนเพิ่มเนื่องจากการแพร่ของส่วนผสมแก๊สชนิดต่างๆของสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน 38
4.3 แสดงขั้นตอนการระบุค่าคงที่การแพร่ของสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน 39

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

สารบัญรูป (ต่อ)

รูปที่ หน้า

4.4 แสดงขั้นตอนการระบุค่าสัมประสิทธิ์ของสมการเชิงเส้นเมื่อจัดรูปสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุนให้อยู่ในรูปแบบมาตรฐานของปริมาตรควบคุมภายในทั้งหมด 40
4.5 แสดงขั้นตอนการระบุค่าสัมประสิทธิ์ของสมการเชิงเส้นเมื่อจัดรูปสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุนให้อยู่ในรูปแบบมาตรฐานของปริมาตรควบคุมที่ขอบ..... 40
4.6 แสดงขั้นตอนการการย้ายค่าสัมประสิทธิ์ก่อนแก้ระบบสมการเชิงเส้น 41
4.7 แสดงขั้นตอนการการแก้ระบบสมการเชิงเส้นด้วยวิธีมาตรฐานแบบ TDMA 42
4.8 แสดงขั้นตอนการส่งคำตอบที่ได้จากการแก้ระบบสมการเชิงเส้นไปใส่ให้กับค่าคุณสมบัติที่สอดคล้องกับสมการที่เรียก solver 42
4.9 แสดงขั้นตอนการคำนวณค่าอัตราการเกิดปฏิกิริยาโดยใช้ค่าคุณสมบัติในปริมาตรควบคุมต่างๆที่อยู่ในรอบปัจจุบัน 43
4.10 แสดงขั้นตอนการทำกระบวนการผ่อนปรนในแต่ละรอบการทำซ้ำ 44
4.11 แสดงขั้นตอนการรันโปรแกรมแบบจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณที่ใช้กับการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกิริยา 45
4.12 แสดงขั้นตอนการรันโปรแกรมแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ที่ใช้ทำนายบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 46
5.1 แสดงแผนภาพอุปกรณ์ต่างๆ และลักษณะของห้องเผาไหม้ 48
5.2 แสดงชุดทดลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่เกิดปฏิกิริยา 48
5.3 แสดงการกำหนดเงื่อนไขขอบและการแบ่งพื้นที่การคำนวณออกเป็น 400,000 ปริมาตรควบคุม 50
5.4 แสดงอุปกรณ์บันทึกค่าอุณหภูมิแบบ GRAPHTEC Logger GL840 52
5.5 แสดงโรตามิเตอร์ที่ใช้วัดอัตราการไหลอากาศ 52
5.6 แสดงโรตามิเตอร์ที่ใช้วัดอัตราการไหลแก๊สแอลพีจี 52
5.7 แสดงแผนภาพอุปกรณ์ต่างๆ และลักษณะของชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 53
5.8 แสดงชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 54
5.9 แสดงอุปกรณ์บันทึกค่าอุณหภูมิแบบ YOKOGAWA FX100 และเทอร์โมคัปเปิ้ล Type K 56
5.10 แสดงโรตามิเตอร์ที่ใช้วัดอัตราการไหลอากาศ 56
6.1 แสดงการกระจายอุณหภูมิจากการทดลองของทั้ง 4 กรณี 57
6.2 แสดงลักษณะอุณหภูมิและอัตราการเกิดปฏิกิริยาที่ได้จากแบบจำลอง 59
6.3 แสดงลักษณะลักษณะอุณหภูมิและอัตราการเกิดปฏิกิริยาที่ได้จากแบบจำลองของ A.J.Barra et.al. 60
6.4 แสดงผลจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลขที่เงื่อนไขกรณีที่ 2 61
6.5 แสดงผลจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลขที่เงื่อนไขกรณีที่ 3 61
6.6 แสดงผลจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลขที่เงื่อนไขกรณีที่ 4 62
6.7 แสดงการพัดพาความร้อนจากของแข็งวัสดุพรุนไปสู่แก๊สในโพรงวัสดุพรุน 64
6.8 แสดงผลกระทบของค่าคงที่การดับค่าต่างๆของกรณีที่ 3 65

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

สารบัญรูป (ต่อ)

รูปที่ หน้า

6.9 แสดงผลกระทบของค่าคงที่การดับค่าต่างๆของกรณีที่ 4 66
6.10 แสดงผลกระทบของค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนค่าต่างๆของกรณีที่ 3 67
6.11 แสดงผลกระทบของค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนค่าต่างๆของกรณีที่ 4 67
6.12 พฤติกรรมการลามของเปลวไฟและการกระจายตัวของอุณหภูมิที่เกิดขึ้นภาย
ในเตาแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง 69
6.13 แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ที่อัตราการ
ไหลอากาศต่างของเชื้อเพลิงแกลบ 71
6.14 แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ที่อัตราการ
ไหลอากาศต่างๆของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด 72
6.15 แสดงอัตราการลามของเปลวไฟและการทรุดตัวของกองเชื้อเพลิงที่อัตราการ
ไหลอากาศต่างๆ 74
6.16 เปรียบเทียบแบบจำลองทางคณิตศาสตร์และการทดลองของอุณหภูมิของโซน
การเผาไหม้ที่อัตราการไหลอากาศต่างๆ 74
6.17 องค์ประกอบของแก๊สของโซนการเผาไหม้ที่ได้จากแบบจำลองทางคณิตศาสตร์
ของเชื้อเพลิงแกลบ 75
6.18 องค์ประกอบของแก๊สของโซนการเผาไหม้ที่ได้จากแบบจำลองทางคณิตศาสตร์
ของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด 75
6.19 แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิโซนรีดักชั่นของเชื้อเพลิงแกลบ 77
6.20 องค์ประกอบของแก๊สของโซนโซนรีดักชั่นได้จากแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ของ
เชื้อเพลิงแกลบ 78
6.21 แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิโซนรีดักชั่นของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด 78
6.22 องค์ประกอบของแก๊สของโซนโซนรีดักชั่นได้จากแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ของ
เชื้อเพลิงแกลบ 79

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

รายการสัญลักษณ์และคำย่อ

$\dot{m}$	อัตราการไหลโดยมวล (kg/s)
A	พื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อน (m^2)
u	ความเร็ววิกฤติของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน (m/s)
Y_k	สัดส่วนผสมแก๊สชนิด *k* โดยมวล
V_k	ค่าความเร็วการแพร่ของแก๊สชนิด *k* (m/s)
C_g	ค่าความจุความร้อนของส่วนผสมแก๊ส (J/kg K)
T_s	อุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุน K
$k_{eff,g}$	ค่าการนำความร้อนสุทธิของแก๊ส (W/mK)
Hv	ค่าคงที่การพัดพาความร้อนระหว่างของแข็งวัสดุพรุนและแก๊สในโพรงวัสดุพรุน
$C_{p,k}$	ค่าความจุความร้อนของแก๊สชนิด *k*
T_g	ค่าอุณหภูมิของส่วนผสมแก๊ส (K)
h_k	ค่าเอนทัลปีของแก๊สชนิด *k*
$k_{eff,s}$	ค่าการนำความร้อนสทธิของของแข็งวัสดุพรุน W/(m k)
Ru	ค่าคงที่สากลของแก๊ส J/(mol k)
MW_{mix}	ค่าน้ำหนักโดยโมลของส่วนผสมแก๊ส (Kg/Kmol)
P	ค่าความดัน (Pa)
d	เส้นผ่านศูนย์กลางของของแข็งวัสดุพรุน (m)
Re	ค่าตัวเลขเรย์โนลต์ $= \frac{\rho_g u d}{\mu_g}$
Pr	ค่าตัวเลขพลานท์ $= \frac{c_g \mu_g}{k_g}$
k_g	ค่าการนำความร้อนของแก๊ส (w/m-K)

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

รายการสัญลักษณ์และคำย่อ (ต่อ)

g	แก๊ส
s	ของแข็ง
mix	ส่วนผสม
eff	ค่าสุทธิ
k	แก๊สชนิด k
ϕ	ค่าสัดส่วนช่องว่างภายในปริมาตรของโพรงวัสดุพรุน
φ	ค่าคงที่อากาศส่วนเกิน
ρ_g	ค่าความหนาแน่นของส่วนผสมแก๊ส (Kg/m3)
$\dot{\omega}_k$	อัตราการก่อกำเนิดมวลแก๊สชนิด k
μ_s	ค่าความหนืดไดนามิกส์ของแก๊ส (Pa s)
σ	ค่าคงที่สเตฟานโบลซ์มาน(W/m^2K^4)
pro	โพรเพน
bu	บิวเทน
e	หน้าตัดทางทิศตะวันออก
w	หน้าตัดทางทิศตะวันตก
E_a	ค่าพลังงานแอคทิเวชั่น
A_k	ค่าคงที่ก่อนเทอมเอกซ์โพเนนเชียลของปฏิกิริยาเผาไหม้เชื้อเพลิง k
κ	ค่าคงที่การดับของการแผ่รังสีความร้อน
$[x]$	ความเข้มข้นโดยโมลของสาร X ใดๆ (Kmol/m3)
y_k	สัดส่วนผสมแก๊สชนิด k โดยโมล
A/F	สัดส่วนมวลอากาศต่อมวลเชื้อเพลิง
F/A	สัดส่วนมวลเชื้อเพลิงต่อมวลอากาศ

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

รายการสัญลักษณ์และคำย่อ (ต่อ)

q_R	การถ่ายเทความร้อนสุทธิจากการแผ่รังสีความร้อน (W/m^2)
a	ค่าคำนวณตัวเลขโมล (4.76 โมลอากาศต่อ 1 โมลเชื้อเพลิง)
x	ระยะตามแนวแกนจากตะแกรงของห้องเผาไหม้ (m)
Φ	อัตราส่วนสมมูล
ϕ	ค่าความพรุนหรือสัดส่วนโพรงของวัสุพรุน

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

บทที่ 1
บทนำ

1.1 ความเป็นมา

พลังงานเป็นปัจจัยพื้นฐานซึ่งเป็นความมั่นคงของประเทศ ประเทศไทยเป็นประเทศเกษตรกรรมซึ่งมีเศษเหลือจากการทำเกษตรในปริมาณมาก เช่น แกลบ ชานอ้อย เศษไม้ วัสดุเหล่านี้สามารถนำมาเผาไหม้เป็นพลังงานความร้อนได้ การใช้พลังงานทางเลือกนี้จะส่งผลให้เกิดการประหยัดการนำเข้าเชื้อเพลิงจากต่างประเทศได้ อย่างไรก็ดีการใช้เชื้อเพลิงเหล่านี้ในการเผาไหม้ทั้งในโครงการขนาดใหญ่ เช่น โรงไฟฟ้าชีวมวล หรือ หม้อไอน้ำ และโครงการขนาดเล็กเพื่อให้เกิดความคุ้มค่าในการลงทุน ต้องใช้องค์ความรู้ทางการเผาไหม้ การพิจารณาในเชิงเศรษฐศาสตร์และยุทธศาสตร์ในการประกอบธุรกิจ จึงจะทำให้โครงการประสบความสำเร็จในระยะยาวได้

การผลิตพลังงานความร้อนจากเชื้อเพลิงชีวมวล สามารถทำได้ทั้งการเผาไหม้ตรงและกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น ส่วนการเผาไหม้สามารถให้ความร้อนได้โดยตรงจากปฏิกิริยาออกซิเดชัน ในขณะที่กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นจะให้ผลผลิตเป็นแก๊สที่เผาไหม้ได้ หรือเรียกว่าโพรดิวเซอร์แก๊ส เพื่อนำไปเผาไหม้ให้ความร้อนในขั้นต่อไป โดยหลักการแล้ว แก๊สซิฟิเคชั่นคือการเผาไหม้แบบควบคุมอากาศซึ่งปฏิกิริยาที่เกิดขึ้นในแต่ละบริเวณของเตา ประกอบไปด้วยบริเวณที่เกิดปฏิกริยาเผาไหม้ปลดปล่อยความร้อน และบริเวณที่ใช้ความร้อนที่ได้จากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้เพื่อไประเหยสารที่เผาไหม้ได้จากเชื้อเพลิงใหม่ อีกทั้งยังมีบริเวณที่ใช้ความร้อนเพื่อการระเหยความชื้นของเชื้อเพลิงใหม่ และบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชันเพื่อเพิ่มค่าความร้อนของสารระเหยที่เผาไหม้ได้จากเชื้อเพลิง ดังนั้นกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นจึงมีศักยภาพในการปรับปรุงศักยภาพเชิงพลังงานที่มากกว่าการเผาไหม้ตรง เป็นกระบวนการที่สะอาดและให้มลพิษที่น้อยกว่า เมื่อการปรับแต่งกระบวนการทำอย่างถูกต้อง

การวิเคราะห์ประสิทธิภาพและเงื่อนไขการทำงานใดๆของระบบทางความร้อนสามารถทำได้โดยใช้ความรู้ทางวิศวกรรมศาสตร์ในสาขาของไหลความร้อน การวิเคราะห์อาจใช้การออกแบบการทดลอง (Experimental method) เพียงอย่างเดียว หรือใช้แบบจำลองทางคณิตศาสตร์ (modeling) เข้าร่วมในการวิเคราะห์ด้วย แบบจำลองทางคณิตศาสตร์โดยทั่วไปจะมีที่มาทางกายภาพที่ชัดเจน จึงทำให้สามารถวิเคราะห์ร่วมกับผลการทดลองโดยทำให้มีมิติการวิเคราะห์ในเชิงลึกที่ดีขึ้น อย่างไรก็ดีแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ที่สร้างขึ้นนั้นต้องทำการปรับแต่ง (calibration) และตรวจสอบ (validation) กับผลการทดลองในเงื่อนไขการทำงานที่มากเพียงพอเสียก่อน

เพื่อให้ได้องค์ความรู้และโปรแกรมคอมพิวเตอร์ที่สนับสนุนการวิเคราะห์เชิงลึกของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบ packed bed งานวิจัยนี้จึงได้นำเสนอขั้นตอนการพัฒนาแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ โดยในส่วนแรกเป็นแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ (computational fluid dynamics) ซึ่งในการสร้างแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบดจะต้องพิจารณาการจำลองแยกเป็นส่วนๆซึ่งประกอบไปด้วย

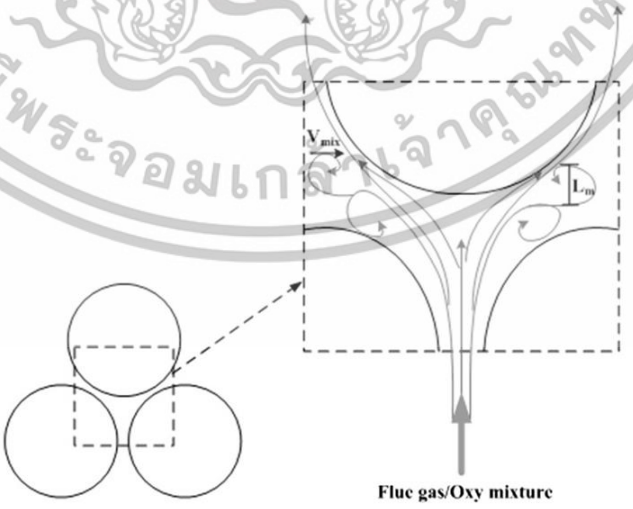
1.) การเผาไหม้ในสถานะแก๊สภายในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น (homogeneous combustion) 2.) การนำความร้อนภายในเนื้อชิ้นเชื้อเพลิงและการถ่ายเทความร้อนผ่านผิวสัมผัสของเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น 3.) การถ่ายเทความร้อนระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงและแก๊สเนื่องจากความแตกต่างของอุณหภูมิของชิ้นเชื้อเพลิงและแก๊สภายในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น 4.) การแผ่รังสีความร้อน

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแข็ง (solid matrix radiation) 5.) การถ่ายเทส่วนเพิ่มจากการไหลแบบกระเจิง (flow dispersion) 6.) การระเหยความชื้น และการระเหยของสารระเหยจากชิ้นเชื้อเพลิง (particle - fluid phase mass transfer at the interface) 7.) การควบแน่นของแก๊สโมเลกุลใหญ่และไอน้ำเมื่ออุณหภูมิของแก๊สมีอุณหภูมิต่ำกว่าจุดกลั่นตัว 8.) การเผาไหม้ฟิกส์คาร์บอนที่พื้นผิวของเชื้อเพลิง 9.) การหดตัวของชิ้นเชื้อเพลิงเนื่องจากการสูญเสียมวล จะเห็นได้ว่ากายภายเหล่านี้เกิดขึ้นในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นในลักษณะที่มีความสัมพันธ์ซึ่งกันและกัน (inter-link) ดังนั้นในการจำลองกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นจึงประกอบไปด้วยความสัมพันธ์ของปรากฏการณ์เป็นจำนวนมาก และการหาคำตอบจำเป็นต้องใช้กระบวนการทำซ้ำจนกว่าค่าตัวแปรทุกตัวในแบบจำลองจะมีค่าไม่เปลี่ยนแปลง หรือเรียกว่าการลู่เข้าหาคำตอบเท่านั้น

จะเห็นได้ว่าแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นประกอบไปด้วยกายภาพต่างๆมากมายดังที่ได้กล่าวมาในย่อหน้าก่อนนี้ ดังนั้นกระบวนการพัฒนาแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหล จำเป็นต้องเริ่มต้นจากปัญหาที่มีความซับซ้อนทางกายภาพที่น้อยกว่าก่อน ในส่วนแรกของวิทยานิพนธ์นี้จึงได้พัฒนาแบบจำลองของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อย ซึ่งปัญหานี้จะประกอบไปด้วยกายภายที่เหมือนกับการจำลองกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น ดังแสดงในตาราง 1 โดยที่ขั้นตอนการพัฒนาแบบจำลองนี้จะรวมถึงการออกแบบแอลกอริทึม การปรับแก้ (calibration) และ การตรวจสอบ (validation) กับผลการทดลอง แบบจำลอง และโปรแกรมที่ได้สามารถนำไปใช้พัฒนาต่อยอดเป็นแบบจำลองกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นที่สมบูรณ์ได้ด้วยการเพิ่มกายภาพต่างๆดังแสดงในตาราง 1

ในส่วนที่สองของวิทยานิพนธ์ ประกอบไปด้วยการพัฒนาแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ เพื่อใช้ในการทำนายอุณหภูมิและส่วนประกอบแก๊สที่บริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ และการพัฒนาแบบจำลองแบบ plug flow reactor เพื่อใช้ในการทำนายการกระจายอุณหภูมิและส่วนประกอบแก๊สในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชันผลลัพธ์ของแบบจำลองจะถูกเปรียบเทียบและวิเคราะห์ร่วมกับผลการทดลอง



รูปที่ 1.1 แสดงการไหลแบบกระเจิง (dispersion) ภายในโพรงวัสดุพรุน [2]

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

รูปที่ 1.2 แสดงการเผาไหม้ฟิกซ์คาร์บอนเกิดที่พื้นผิวของเชื้อเพลิง [59]

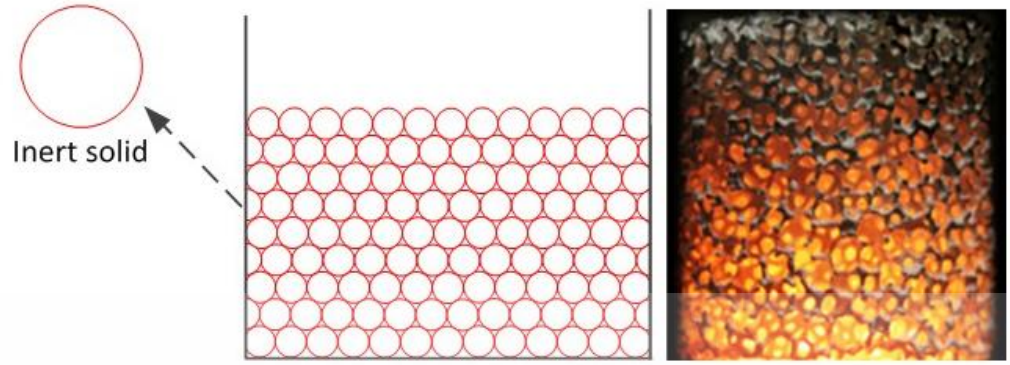
รูปที่ 1.3 แสดงการเผาไหม้ของสารระเหยที่เผาไหม้ได้ในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิง [60]

1.1.1 กายภาพการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนและกายภาพของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกส์เบด

ในหัวข้อที่ผ่านมาได้แสดงให้เห็นถึงกายภาพที่ซับซ้อนของแบบจำลองกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด ซึ่งกระบวนการพัฒนาแบบจำลองจำเป็นต้องเพิ่มแบบจำลองทางกายภาพเข้าไปทีละหัวข้อ และปรับแต่งร่วมกับผลการทดลอง เพื่อสังเกตุว่าแบบจำลองและค่าคงที่ต่างๆที่ต้องใช้ในแบบจำลองตอบสนองต่อผลการทดลองได้อย่างถูกต้อง รวมถึงเข้าใจถึงผลกระทบจากการปรับแก้ค่าคงที่ต่างๆที่มีต่อรูปร่างของอุณหภูมิ (temperature profile) ที่ได้จากการจำลองเชิงตัวเลข

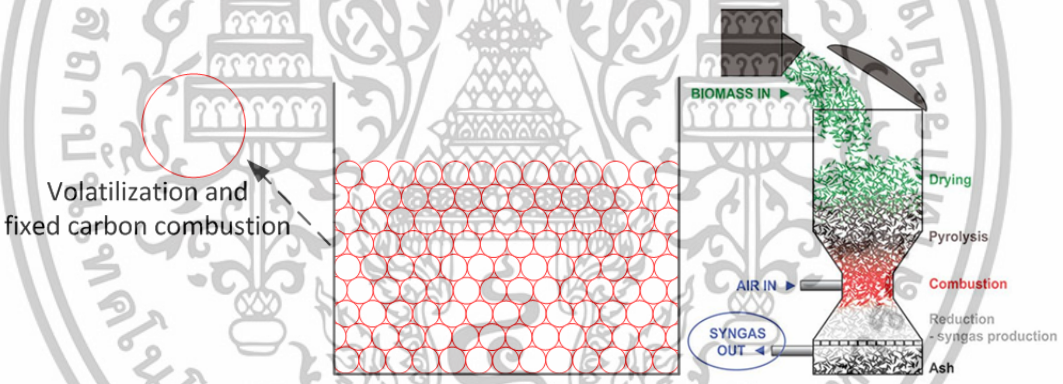
วิทยานิพนธ์นี้ได้พัฒนาแบบจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่ทำปฏิกริยาเคมี และทำการปรับแก้ (calibration) และตรวจสอบ (validation) กับผลการทดลองที่สามเงื่อนไขการทดลอง แบบจำลองได้รวมกายภาพที่จำเป็นทั้งหมดในการจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน ซึ่งเป็นขั้นตอนที่สำคัญก่อนที่จะเพิ่มความซับซ้อนทางกายภาพในแบบจำลองเพื่อพัฒนาเป็นแบบจำลองของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น ซึ่งกายภาพของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน และกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด ได้แสดงในตารางที่ 1.1 รูปที่ 1.4 และรูปที่ 1.5

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



- Homogeneous gas phase combustion in pores space
- Heat transfer through solid porous media
- Heat transfer between gas and solid (temperature in-equilibrium)
- Solid radiation heat transfer
- Flow dispersion transport

รูปที่ 1.4 แสดงกายภาพของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกริยาเคมี



- Homogeneous gas phase combustion in pores space
- Heat transfer through solid porous media
- Heat transfer between gas and solid (temperature in-equilibrium)
- Solid radiation heat transfer
- Flow dispersion transport
- Solid - fluid phase mass transfer at the interface
- Condensation of steam and heavy hydrocarbon
- Fix carbon combustion
- Solid shrinkage

รูปที่ 1.5 แสดงกายภาพของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ตารางที่ 1.1 แสดงการเปรียบเทียบกายภาพของปัญหากระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด กับการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกริยาเคมี

ปรากฏการณ์ทางกายภาพ	*PM	**FBG
การเผาไหม้ในสถานะแก๊สภายในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น (Homogeneous combustion)	✓	✓
การนำความร้อนภายในเนื้อชิ้นเชื้อเพลิงและการถ่ายเทความร้อนผ่านผิวสัมผัสของเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น	✓	✓
การถ่ายเทความร้อนระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงและแก๊สเนื่องจากความแตกต่างของอุณหภูมิของชิ้นเชื้อเพลิงและแก๊สภายในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแต่ละชิ้น	✓	✓
การแผ่รังสีความร้อนระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแข็ง (solid matrix radiation)	✓	✓
การถ่ายเทส่วนเพิ่มจากการไหลแบบกระเจิง (Flow dispersion)	✓	✓
การระเหยความชื้น และการระเหยของสารระเหยจากชิ้นเชื้อเพลิง (Particle - fluid phase mass transfer at the interface)	✗	✓
การควบแน่นของแก๊สโมเลกุลใหญ่และไอน้ำเมื่ออุณหภูมิของแก๊สมีอุณหภูมิต่ำกว่าจุดกลั่นตัว	✗	✓
การเผาไหม้ฟิกส์คาร์บอนที่พื้นผิวของเชื้อเพลิง	✗	✓
การหดตัวของชิ้นเชื้อเพลิงเนื่องจากการสูญเสียมวล	✗	✓

*PM คือ การเผาไหม้ภายในวุสดุพรุนที่ไม่ทำปฏิกริยาเคมี, **FBG คือการเผาไหม้ภายในฟิกซ์เบดแก๊สซิฟิเคชั่น

1.1.2 การจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนและการจำลองของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด

แบบจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน และแบบจำลองกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด นั้นสามารถทำด้วยวิธีการทางพลศาสตร์ของไหล (Computational fluid dynamics) ได้ทั้งสองปัญหา ซึ่งแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเป็นแบบจำลองที่มีรายละเอียดทางกายภาพในการจำลองสูง ดังที่ได้เขียนแสดงในตารางที่ 1 อย่างไรก็ดีต้นทุนการคำนวณที่สูงและปริมาณงานในการพัฒนาโปรแกรมรวมไปถึงการปรับแก้ (calibration) และ การตรวจสอบกับผลการทดลอง (validation) ก็มากตามไปด้วยตามรายละเอียดที่มากขึ้น กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นจึงมีทางเลือกในการสร้างแบบจำลองที่มีรายละเอียดที่น้อยลง และลดต้นทุนและปริมาณงานในการพัฒนาแบบจำลอง ซึ่งแบบจำลองเหล่านั้นได้แก่ แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ (Thermodynamics equilibrium model) และแบบจำลองแบบ Plug flow reactor ซึ่งแบบจำลองเหล่านี้จะเป็นเนื้อหางานในส่วนที่สองของวิทยานิพนธ์นี้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

1.2 วัตถุประสงค์ของการวิจัย

วิทยานิพนธ์นี้มีวัตถุประสงค์ในการนำเสนอกระบวนการพัฒนาแบบจำลองทางคณิตศาสตร์เพื่อใช้วิเคราะห์หาแนวทางปรับปรุงระบบแก๊สซิฟิเคชั่นและการเผาไหม้ในวัสดุพรุน โดยใช้ทั้งวิธีการทดลอง ร่วมกับวิธีการคำนวณเชิงตัวเลขในแบบต่างๆ ในเชิงวิศวกรรม ซึ่งวัตถุประสงค์การววิจัยสามารถแบ่งออกเป็นหัวข้อย่อยได้ดังนี้

1. เพื่อให้ได้โปรแกรมแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลหนึ่งมิติของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน ที่ไม่มีการปลดปล่อยสารระเหยและไม่มีการเกิดปฏิกริยาพื้นผิว (inert porous media) โดยที่โปรแกรมนี้สามารถพัฒนาต่อเพื่อนำไปใช้กับระบบแก๊สซิฟิเคชั่นแบบ fixed bed ได้
2. ทำการปรับแก้ (calibration) แบบจำลองเพื่อให้ได้ผลของรูปร่างของอุณหภูมิ (temperature profile) ที่เหมือนกันกับผลการทดลอง ในสามกรณีการทดลอง และตรวจสอบ (validation) โปรแกรมแบบจำลองหนึ่งมิติของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน
3. เข้าใจถึงผลกระทบในการปรับแต่งค่าพื้นที่การแลกเปลี่ยนความร้อนระหว่างแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน กับของแข็งวัสดุพรุน ที่มีต่อรูปร่างอุณหภูมิที่ได้
4. เข้าใจถึงผลกระทบในการปรับแต่งค่าคงที่การดับ (extinction coefficient) ที่มีต่อรูปร่างอุณหภูมิที่ได้
5. ใช้ผลลัพธ์ของโปรแกรมที่พัฒนาขึ้นมาในการวิเคราะห์รายละเอียดการถ่ายเทค่าคุณสมบัติภายในเตาเผาไหม้วัสดุพรุนร่วมกับผลการทดลอง
6. เพื่อให้ได้โปรแกรมแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ (Thermodynamic Equilibrium) และโปรแกรมแบบจำลอง plug flow reactor เพื่อใช้ในการจำลองกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงได้
7. เพื่อให้เข้าใจถึงผลกระทบของเงื่อนไขเชื้อเพลิงที่มีต่อความเร็วเปลวไฟ และบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่น ในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง
8. ใช้แบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ (Thermodynamic Equilibrium) เพื่ออธิบายปรากฏการ์ณที่เกิดขึ้นในบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้
9. ใช้แบบจำลอง plug flow reactor เพื่ออธิบายปรากฏการณ์ที่เกิดขึ้นในบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่น

1.3 ขอบเขตของการวิจัย

1.3.1 ขอบเขตการวิจัยแบ่งออกเป็นขอบเขตของแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ (Computational fluid dynamics)

1. เป็นการไหลแบบราบเรียบ
2. การเผาไหม้โพรเพน และบิวเทนเกิดขึ้นตามปฏิกริยา 1 ขั้น และเป็การเผาไหม้ที่ย่านส่วนผสมบาง
3. การเผาไหม้อยู่ในช่วงอัตราส่วนสมมูลที่ 0.4 ที่อัตราการป้อนพลังงานที่ 125.86 กิโลวัตต์ต่อตารางเมตร 157.33 กิโลวัตต์ต่อตารางเมตร และ 188.79 กิโลวัตต์ต่อตารางเมตร

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

4. มีการพิจารณาการถ่ายเทความร้อนทั้งของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน และของแข็งวัสดุพรุนแยกจากกัน และพิจารณาการถ่ายเทความร้อนเนื่องจากความแตกต่างของอุณหภูมิระหว่างของแข็งวัสดุพรุนและแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน
5. ของแข็งวัสดุพรุนมีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกริยาเคมี

1.3.2 ขอบเขตของแบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์

1. พิจารณาว่าชิ้นเชื้อเพลิงมีอุณหภูมิเท่ากับอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงช่องว่างระหว่างชิ้นเชื้อเพลิง
2. พิจารณาว่าปรากฏการณ์เผาไหม้เกิดขึ้นในลักษณะเหมือนกันทั้งพื้นที่การคำนวณ และปฏิกริยาการเผาไหม้เกิดที่ตำแหน่งที่มีอุณหภูมิสูงที่สุดที่เวลาใดๆ
3. พิจารณาว่าไม่มีการสูญเสียความร้อนออกจากบริเวณที่เกิดปรากฏารณ์การเผาไหม้
4. แบบจำลองนี้ใช้อธิบายบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้เท่านั้น
5. พิจารณากระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงกับเชื้อเพลิงแกลบ และเชื้อเพลิงอัดเม็ดที่อัตราไหลอากาศ 20 30 40 และ 50 ลิตรต่อนาที

1.3.3 ขอบเขตของแบบจำลองแบบ plug flow reactor

1. พิจารณาว่าชิ้นเชื้อเพลิงมีอุณหภูมิเท่ากับอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงช่องว่างระหว่างชิ้นเชื้อเพลิง
2. ใช้แบบจำลองนี้ในการอธิบายบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่นเท่านั้น และปฏิกริยารีดักชั่นเกิดที่ตำแหน่งถัดจากตำแหน่งที่มีอุณหภูมิสูงที่สุดในทิศตามการไหลที่เวลาใดๆ
3. พิจารณาเฉพาะการถ่ายเทแบบพัดพาเท่านั้น โดยละทิ้งการถ่าเทแบบการแพร่
4. พิจารณากระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงกับเชื้อเพลิงแกลบ และเชื้อเพลิงอัดเม็ดที่อัตราไหลอากาศ 20 30 40 และ 50 ลิตรต่อนาที

1.4 สมมุติฐานของงานวิจัย

1.4.1 สมมุติฐานของแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ (Computational fluid dynamics)

1. เป็นการไหลแบบราบเรียบ
2. การเผาไหม้โพรเพน และบิวเทนเกิดขึ้นตามปฏิกริยา 1 ขั้น และเป็นการเผาไหม้ที่ย่านส่วนผสมบาง
3. ไม่คิดผลกระทบจากแรงลอยตัวบริเวณทางออกแก๊สของวัสดุพรุน

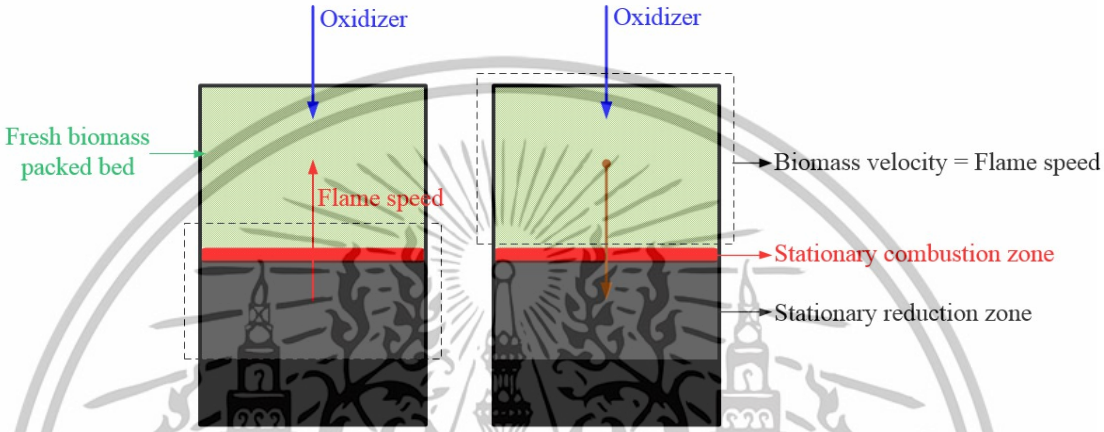
1.4.2 สมมุติฐานที่ใช้ในแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์

1. พิจารณากระบวนการเผาไหม้เกิดขึ้นตามสมการการเผาไหม้โดยรวมของเชื้อเพลิงแข็ง โดย ไม่ได้คำนึงถึงกระบวนขั้นตอนตามปรากฏการณ์การเผาไหม้เชื้อเพลิงแข็งที่เกิดขึ้น
2. พิจารณาว่าเป็นเชื้อเพลิงแห้งโดยไม่คิดรวมผลกระทบจากค่าความชื้น
3. ไม่พิจารณาผลกระทบจากส่วนประกอบซิลิคอนที่อยู่ในเชื้อเพลิง
4. พิจารณาว่าไม่มีการสูญเสียความร้อนออกจากแนวปฏิกิริยาที่เกิดการเผาไหม้
5. มีระยะเวลาเพียงพอที่การเผาไหม้จะเข้าสู่สภาวะสมดุล (Equilibrium)

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

6. ใช้แบบจำลองแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์เฉพาะบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้เท่านั้น

7. พิจารณากระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบบเสมือนสมดุล (Quasi-steady) โดยพิจารณาบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ว่าหยุดนิ่งอยู่กับที่โดยที่พิจารณาว่าส่วนของ packed bed ของเชื้อเพลิงเคลื่อนที่ด้วยความเร็วเท่ากับความเร็วในการลามของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ดังแสดงในรูปที่ 1.6 (flame speed)



รูปที่ 1.6 แสดงสมมุติฐานในการพิจารณากระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบบเสมือนสมดุล (Quasi-steady)

1.4.3 สมมุติฐานที่ใช้ใน Plug flow reactor model

1. อ๊อกซิเจนใช้ในการทำปฏิกิริยาภายในบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ที่ตำแหน่งเหนือบริเวณที่เกิดเกิดปฏิกิริยารีดักชั่นจนหมด
2. สารระเหยเชื้อเพลิงหมดในบริเวณที่เกิดการเผาไหม้เหลือแต่ fixed carbon ในชั้นที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น
3. ปฏิกิริยารีดักชั่นสิ้นสุดภายในระยะ 0.4 เมตร ที่ส่วนล่างของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้

1.5 วิธีการดำเนินการวิจัย

1. ศึกษาหลักการและทฤษฎีการถ่ายเทความร้อน และการเผาไหม้ที่จำเป็น รวมทั้งแบบจำลองต่างๆที่เกี่ยวข้องกับงานวิจัยนี้
2. ศึกษาและประดิษฐ์โปรแกรมคอมพิวเตอร์ประกอบด้วย แบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ และแบบจำลอง Plug flow reactor
3. ปรับแก้และตรวจสอบผลของแบบจำลองข้างต้นกับการทดลอง และวิเคราะห์ในเชิงลึกร่วมกับผลที่ได้จากการทดลอง
4. จัดทำรายงาน สรุปผล

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

1.6 ประโยชน์ที่ได้รับจากงานวิจัย

1. ได้โปรแกรมทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณที่สามารถทำนายปรากฏการณ์การเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนได้
2. ได้โปรแกรมทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณที่สามารถพัฒนาต่อยอดเพื่อใช้ทำนายกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบดได้
3. มีความเข้าใจถึงการปรับแต่งแบบจำลองโดยการใช้ผลการกระจายอุณหภูมิของการทดลอง
4. ได้โปรแกรมสมดุลทางอุณหพลศาสตร์เพื่อใช้ในการอธิบายบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง
5. ได้โปรแกรมที่ใช้อธิบายบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่นในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

1.7 องค์รวมของวิทยานิพนธ์

เนื้อหาวิทยานิพนธ์ถัดจากบทนี้จะประกอบไปด้วย บทที่ 2 วรรณกรรมปริทัศน์ซึ่งจะกล่าวถึงงานวิจัยที่เกี่ยวข้องโดยแบ่งเป็นส่วนของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน และกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นรวมถึงแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ แบบจำลองแบบสมดุลเทอร์โมนามิกส์ และแบบจำลองแบบ plug flow reactor ในส่วนของบทที่ 3 ทฤษฎีและรายการคำนวณที่เกี่ยวข้องจะกล่าวถึงแนวคิดของแบบจำลองต่างๆ โดยหัวข้อที่ 3.1 และ 3.2 จะกล่าวถึงแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ และในหัวข้อ 3.3 ถึง 3.5 จะกล่าวถึงการสร้างแนวคิดพื้นฐานที่ใช้ในการสร้างแบบแบบจำลองแบบสมดุลเทอร์โมนามิกส์ และแบบจำลองแบบ plug flow reactor ที่ใช้ในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง บทที่ 4 จะเป็นการพัฒนาโปรแกรมคอมพิวเตอร์ ซึ่งในบทนี้จะเป็นการนำเอาผลจากบทที่ 3 มาประดิษฐ์โปรแกรม บทนี้จะเน้นถึงการสร้างอัลกอริทึมการคำนวณ บทที่ 5 อุปกรณ์การทดลองและเงื่อนไขการจำลอง ซึ่งกล่าวถึงรายละเอียดของชุดทดลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่เกิดปฏิกิริยาที่สร้างขึ้น และรายละเอียดชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง คุณสมบัติเชื้อเพลิงแกลบ เชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด และเงื่อนไขการทดลอง รวมไปถึงเงื่อนไขขอบ (boundary condition) ที่ใช้ในการจำลอง บทที่ 6 ผลการทดลองและการจำลองเชิงตัวเลข ในส่วนแรกกล่าวถึงการปรับแก้แบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณเพื่อให้ได้การกระจายตัวของอุณหภูมิที่ใกล้เคียงกับผลการทดลอง รวมถึงการวิเคราะห์ผลกระทบของค่าตัวแปรที่สำคัญในแบบจำลองที่มีผลต่อผลลัพธ์รูปร่างการกระจายอุณหภูมิและส่วนที่สองกล่าวถึงการวิเคราะห์ผลความเร็วการลามเปลวไฟ และผลการจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ และการผลการจำลองแบบ plug flow reactor บทที่ 7 สรุปผลการวิจัย และข้อเสนอแนะ

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

บทที่ 2
วรรณกรรมปริทัศน์

2.1 งานวิจัยที่เกี่ยวข้องกับการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่มีการเกิดปฏิกริยา

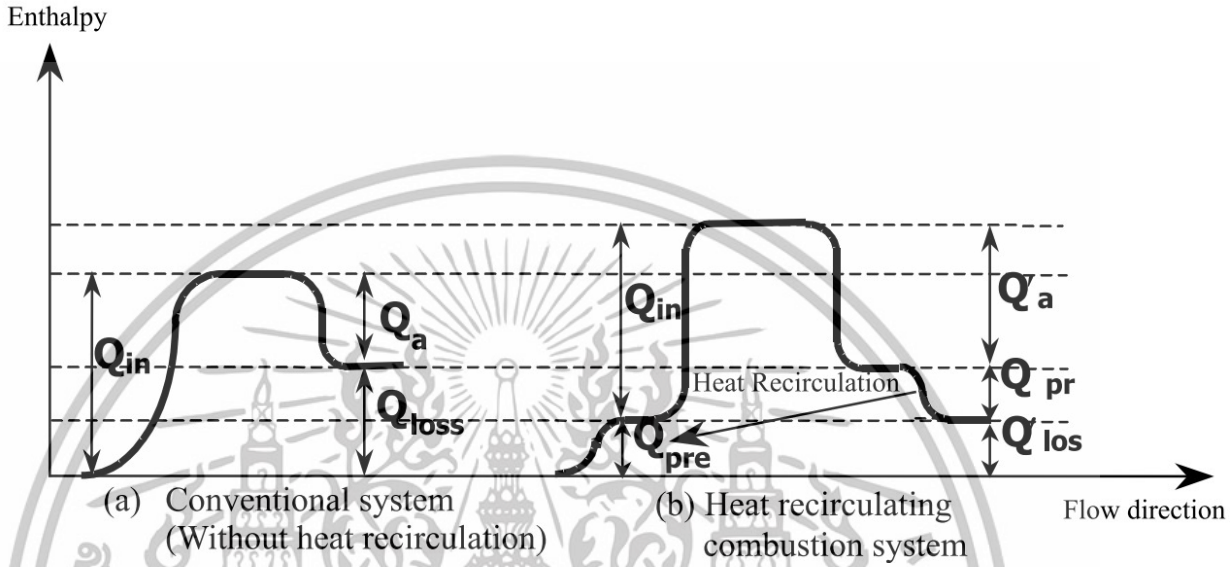
การเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่ทำปฏิกริยา มีคุณลักษณะที่ต่างจากการเผาไหม้โดยทั่วไป เช่น ความสามารถในการเผาไหม้ที่ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศที่บางหรือหนากว่าที่การเผาไหม้โดยปกติจะทำได้ การเผาไหม้ที่อุณหภูมิสูง [1] ความสามารถในการเร่งหรี่ที่มีช่วงกว้าง จึงทำให้การเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนมีลักษณะพิเศษที่เหมาะกับการใช้งานในกรณีเฉพาะ เช่น การเผาไหม้ของเชื้อเพลิงที่มีค่าความร้อนต่ำ การไหม้เชื้อเพลิงคุณภาพต่ำที่ใช้ในเตาหุงต้ม [2] [3] [4] การเผาไหม้ในเชื้อเพลิงที่มีการเจือปนของแก๊สที่ไม่สามารถเผาไหม้ได้ในปริมาณสูง เช่นการเผาไหม้โพรดิวเซอร์แก๊สที่ได้จากกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น [5] เตาปฏิกริยารีฟอร์มเมอร์ที่มีสัดส่วนผสมเชื้อเพลิงที่หนาเกินกว่าการเผาไหม้ทั่วไปจะทำได้ [6]

เอนทัลปีส่วนเกิน (excess enthalpy) ถูกนิยามตั้งแต่ 50 ปีที่ผ่านมา [7] ซึ่งมีความหมายเดียวกับการเผาไหม้แบบ super adiabatic ซึ่งคือการเผาไหม้ที่มีอุณหภูมิสูงกว่าอุณหภูมิเปลวไฟอะเดียเบติก (adiabatic flame temperature) การเผาไหม้ลักษณะนี้สามารถทำได้ด้วยเทคนิคการหมุนเวียนความร้อน ในเปลวไฟแบบ 1 มิติ อัตราการหมุนเวียนความร้อนถูกนิยามจากอัตราส่วนการถ่ายเทความร้อนที่ได้จากการเผาไหม้ย้อนกลับมาอุ่นส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงก่อนตำแหน่งที่เกิดการเผาไหม้ การหมุนเวียนความร้อนของเปลวไฟ 1 มิติในการเผาไหม้ส่วนผสม (premixed flame) โดยทั่วไปจะเป็นการนำความร้อน ซึ่งความร้อนจากแก๊สร้อนจากการเผาไหม้ถ่ายเทย้อนกลับไปสู่ส่วนผสมที่มีอุณหภูมิต่ำกว่า โดยทั่วไปแล้วแก๊สจะมีค่าการนำความร้อนต่ำ จึงทำให้การหมุนเวียนความร้อนทำได้น้อย ส่งผลให้ความเร็วเปลวไฟ (flame speed) มีค่าน้อย การเพิ่มอัตราการหมุนเวียนความร้อนส่งผลให้ความเร็วเปลวไฟมีค่าสูงขึ้น

การเพิ่มอัตราการหมุนเวียนความร้อนอาจทำได้โดยการใช้อากาศพลศาสตร์ ด้วยการไหลแบบหมุนควง (swirl flow) [8] [9] ซึ่งเป็นที่นิยมในหัวเผาไหม้ที่ใช้ในภาคอุตสาหกรรม การไหลแบบหมุนควงจะทำให้เกิดการไหลแบบหมุนวน (recirculation flow) ซึ่งความร้อนหมุนเวียนจะเกิดจากการพัดพาความร้อนซึ่งมีอัตราเพิ่มขึ้นกว่าการนำความร้อนหลายเท่าตัว นอกจากนั้นการไหลแบบหมุนวนยังก่อให้เกิดการถ่ายเทในแนวรัศมีจึงทำให้การเผาไหม้เกิดขึ้นในบริเวณกว้าง จึงทำให้สามารถเผาไหม้เชื้อเพลิงปริมาณมากให้หมดได้ทันในพื้นที่ห้องเผาไหม้ที่จำกัด อย่างไรก็ดีในทางทฤษฎีการหมุนเวียนความร้อนด้วยการไหลแบบหมุนควงไม่สามารถที่จะให้เปลวไฟที่มีความร้อนมากกว่าอุณหภูมิเปลวไฟอะเดียเบติกได้ เนื่องจากการพัดพาความร้อนคือการพามวลของแก๊สที่เผาไหม้แล้วย้อนกลับมาผสมกับส่วนผสมอากาศเชื้อเพลิง ซึ่งทำให้ส่วนผสมเกิดการเจือจางจากส่วนประกอบของแก๊สที่เผาไหม้ไม่ได้ ในขณะที่การเผาไหม้ภายในวัสดพรุนนั้นการถ่ายเทความร้อนย้อนกลับเกิดขึ้นโดยที่ไม่มีการผสมกันระหว่างแก๊สร้อนที่เผาไหม้แล้ว กับส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงที่อุณหภูมิต่ำ การหมุนเวียนความร้อนของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนเกิดจากการนำความร้อน และการแผ่รังสีความร้อนของของแข็งวัสดุพรุน การถ่ายเทความร้อนย้อนกลับนี้ทำให้เอนทัลปีของส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงมีค่าสูงขึ้นก่อนเกิดการเผาไหม้ ซึ่งปรากฏตามชื่อ “เอนทัลปีส่วนเกิน” (excess enthalpy)

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

เอนทัลปีส่วนเกินนี้ทำให้อุณหภูมิแก๊สที่เผาไหม้มีอุณหภูมิสูงกว่าอุณหภูมิอะเดียเบติกที่คำนวณจากสัดส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงที่อุณหภูมิทางเข้าห้องเผาไหม้ อุณหภูมิที่สูงกว่าอุณหภูมิเปลวไฟอะเดียเบติกนี้เกิดขึ้นที่บางส่วนของห้องเผาไหม้ ซึ่งทำให้การเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนสามารถเผาไหม้ที่สัดส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงที่สัดส่วนบางหรือหนากว่าที่การเผาไหม้ปกติจะทำได้



รูปที่ 2.1 แสดงเอนทัลปีส่วนเกินเนื่องจากการหมุนเวียนความร้อน [61]

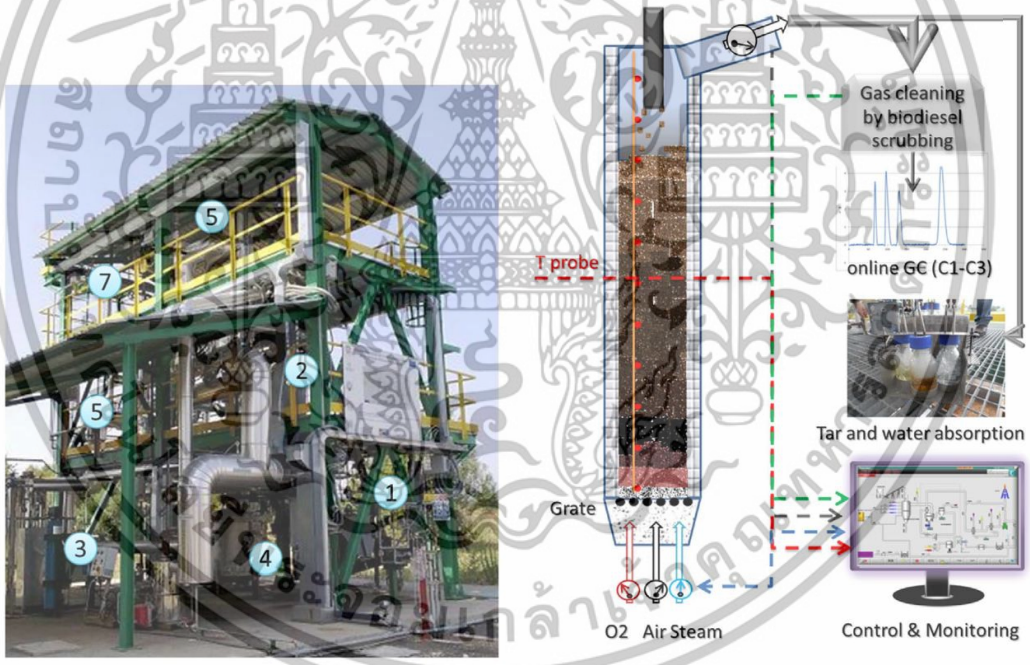
งานวิจัยด้านการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนมีทั้งส่วนของการทดลอง และส่วนของแบบจำลองเชิงตัวเลข [10] [11] [12] [13] [14] การจำลองเชิงตัวเลขนั้นเป็นเครื่องมือทางวิศวกรรมที่สำคัญที่ช่วยเพิ่มความเข้าใจเกี่ยวกับปัจจัยต่างๆที่มีผลกระทบกับเงื่อนไขการทำงานของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน การจำลองเชิงตัวเลขสามารถให้รายละเอียดของปรากฏการณ์ที่เกิดขึ้นได้มากกว่าการทดลองเพียงอย่างเดียว [15] นักวิจัยหลายท่านได้กล่าวถึงรายละเอียดเกี่ยวกับการจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน เช่น [16] [17] A.J.Barra et.al. [18] ได้ศึกษาเกี่ยวกับการถ่ายเทความร้อนของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนโดยใช้ปฏิกริยาในระดับรายละเอียด (detailed kinetics) โดยที่เน้นไปที่การถ่ายเทความร้อนภายในวัสดุพรุน ได้แก่การหมุนเวียนความร้อนและการแผ่รังสีความร้อนในเชิงปริมาณ ในปี 2017 S.Sabhani และคณะ[19] ได้ศึกษาเกี่ยวกับเสถียรภาพของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ส่วนผสมบางโดยใช้แบบจำลองเชิงตัวเลขและทำการทดลองเพื่อศึกษาความคงทนของวัสดุและโครงสร้างของแข็งวัสดุพรุนที่ใช้ ในปี 2003 A.J.Barra และคณะ [20] ได้ศึกษาผลกระทบของคุณสมบัติทางความร้อนของวัสดุพรุนที่มีต่อการรักษาเสถียรภาพเปลวไฟของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ต่างกันแบบสองส่วน ได้แก่ส่วนอุ่นส่วนผสม และส่วนรักษาเสถียรภาพการเผาไหม้ ในปี 2008 S.Afsharvahid และคณะ [21] ได้ศึกษาลักษณะการเกิด Nox โดยใช้การจำลองแบบ plug flow reactor และใช้ปฏิกริยาในระดับรายละเอียด (detailed kinetics) ในปี 2008 S.Hossainpour และคณะ [22] ได้ศึกษาผลกระทบของตัวแปรต่างๆที่มีผลกับการเผาไหม้และการก่อมลพิษ แม้ว่านักวิจัยหลายท่านได้ตระหนักถึงบทบาทสำคัญของการจำลองเชิงตัวเลขในการศึกษาการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน ขั้นตอนการปรับแก้ตัวแปรที่สำคัญ (calibration) ที่เกี่ยวข้องในแบบจำลองเชิงตัวเลข

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

เพื่อให้ได้ผลการจำลองที่สอดคล้องกับผลการทดลองถือเป็นขั้นตอนที่สำคัญในการพัฒนาแบบจำลองเชิงตัวเลข มีนักวิจัยหลายท่านได้ใช้ผลของรูปร่างการกระจายอุณหภูมิในขั้นตอนการตรวจสอบความถูกต้องของการจำลองเชิงตัวเลข โดยทำการเปรียบเทียบกับผลการทดลอง [5] [19] [23] แต่มีงานวิจัยจำนวนไม่มากที่ศึกษาเกี่ยวกับผลของตัวแปรที่สำคัญที่มีผลต่อรูปร่างการกระจายอุณหภูมิของผลการจำลองเชิงตัวเลข

2.2 งานวิจัยที่เกี่ยวข้องกับกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น

กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบ่งออกเป็น ฟิกซ์เบด (fixed bed) ฟลูอิดไดซ์เบด (fluidized bed) และเอนเทรนโฟลว์ (entrained flow) กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบดมีการออกแบบที่ง่ายและเหมาะสมกับการประยุกต์ใช้กับระบบขนาดเล็ก [39] ปรากฏการณ์การลามของเปลวไฟภายในกองเชื้อเพลิงเป็นเงื่อนไขที่สำคัญของการออกแบบการใช้งาน กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบดแบ่งออกเป็น แบบไหลขึ้น ไหลลง และไหลเข้าด้านข้าง ชื่อบ่งบอกถึงทิศทางการไหลของสารที่ทำปฏิกริยาแก๊สซิฟิเคชั่น (gasification agent) เมื่อเทียบกับเชื้อเพลิงที่อยู่ในเตาปฏิกริยา



รูปที่ 2.2 ชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลขึ้นขนาดใหญ่ที่ใช้สารแก๊สซิฟิเคชั่นผสมในสัดส่วนต่างๆ [33]

แก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลขึ้น (updraft gasification) ให้ปริมาณทาร์ (tar) จากการควบแน่นของแก๊สไฮโดรคาร์บอนโมเลกุลใหญ่ซึ่งมาจากสารระเหยของเชื้อเพลิง (volatile) ที่มากกว่าแบบไหลลงเนื่องจากผลผลิตแก๊สที่ได้ไหลผ่านเฉพาะบริเวณที่มีอุณหภูมิต่ำ ทำให้ปรากฏการณ์ tar cracking ซึ่งแก๊สไฮโดรคาร์บอนโมเลกุลใหญ่เกิดการแตกตัวเป็นแก๊สโมเลกุลเล็กไม่สามารถเกิดขึ้นได้ ดังนั้นจึงนิยมใช้กับเชื้อเพลิงที่มีสารระเหย (volatile) ที่ต่ำ ระบบแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลขึ้นขนาดใหญ่เช่น ในปี 2017 cerone และคณะ [33] ได้ใช้เชื้อเพลิงเศษเหลือจากกระบวนการ hydrolytic biorefinery ซึ่ง

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

จากการทดสอบโดยใช้สารผสมอ๊อกซิเจนและไอน้ำเป็นสารแก๊สซิฟิเคชั่นพบว่าระบบสามารถผลิตแก๊ส H_2/CO ได้ในสัดส่วนที่สูงถึง 2.08 นอกจากนั้นยังพบว่า ประโยชน์ของการใช้ไอน้ำเป็นสารร่วมกับอากาศในกระบวนการยังช่วยลดอุณหภูมิเหนือตะแกรงเชื้อเพลิง ทำให้ช่วยลดการอุดตันเนื่องจากการหลอมของขี้เถ้า (slag clogging) ซึ่งชุดทดลองแสดงในรูปที่ 2.2

แก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง (downdraft gasification) ให้ปริมาณทาร์ (tar) ที่น้อยกว่าแบบไหลขึ้นเนื่องจาก สารระเหยที่ได้จากเชื้อเพลิงต้องไหลผ่านบริเวณที่มีอุณหภูมิสูง จึงทำให้เกิดปฏิกริยาแตกตัวของแก๊สไฮโดรคาร์บอนโมเลกุลใหญ่ได้ (tar cracking) นอกจากนั้นยังเกิดปฏิกริยา water-gas shift ซึ่งสามารถเพิ่มส่วนประกอบแก๊สที่เผาไหม้ได้ในผลผลิตแก๊สอีกด้วย กระบวนการแบบไหลลงมีบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้ (volatile combustion) และบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่นถัดจากบริเสณที่เกิดการเผาไหม้ในทิศตามการไหลของสารทำปฏิกริยาแก๊สซิฟิเคชั่น

แก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบ่งออกเป็นสองแบบ [50] ได้แก่แบบ Imbert และ แบบ Stratified มีนักวิจัยจำนวนมากทำการศึกษาเกี่ยวกับการลามของเปลวไฟของแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง ในปี 2001 Dassappa S. และ Paul P.J. [34] พบว่าค่าอัตราไหลวิกฤติของอากาศที่ให้ค่าความเร็วการลามเปลวไฟสูงที่สุดในเงื่อนไขแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงโดยใช้ถ่านเป็นเชื้อเพลิง อยู่ที่ 0.1 กิโลกรัมต่อลูกบาศก์เมตร และพบว่าเมื่อเพิ่มอัตราการไหลเหนือค่าวิกฤติแล้ว ความเร็วการลามเปลวไฟจะมีค่าลดลง และเมื่อเพิ่มอัตราการไหลอากาศไปเรื่อยๆจนถึงค่าหนึ่งเปลวไฟจะดับเนื่องจากการสูญเสียความร้อนของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้จากการพัดพาความร้อน ในปี 2014 Mahapatra และ Dassappa S. [46] พบว่าความเร็วของการลามเปลวไฟมีความสัมพันธ์โดยตรงกับค่าความหนาแน่นของกองเชื้อเพลิง อย่างไรก็ดีความเร็วของเปลวไฟขึ้นอยู่กับตัวแปรหลายตัว

การจำลองการเผาไหม้เชื้อเพลิงแข็งประกอบไปด้วยสี่ขั้นตอน ได้แก่ การระเหยความชื้น การระเหยสารระเหยจากเชื้อเพลิง การเผาไหม้สารระเหยจากเชื้อเพลิง และการเผาไหม้ฟิกซ์คาร์บอนที่พื้นผิวของเชื้อเพลิง อัตราการความเร็วของขั้นตอนต่างๆสามารถคำนวณได้จากกฎของอาร์ฮีเนียส [30] เมื่อทราบข้อมูลอุณหภูมิ และความเข้มข้นของสารต่างๆ ในบริเวณที่พิจารณา ในเตาแก๊สซิฟิเคชั่น การกระจายตัวของอุณหภูมิ และความเข้มข้นของสารต่างๆถูกควบคุมด้วยปรากฏการ์ณการถ่ายเทความร้อน และการถ่ายเทมวลสาร ซึ่งกระบวนการหาคำตอบทำได้โดยกระบวนการทำซ้ำเท่านั้น กระบวนการนี้เรียกว่าการจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ (computational fluid dynamics) หรือ CFD มีนักวิจัยหลายท่านใช้แบบจำลอง CFD ในการอธิบายปรากฏการ์ณที่เกิดขึ้นในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น [55] [47] [48] [56]

แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ (Thermodynamics equilibrium model) มีที่มาจากกฎข้อที่สองของเทอร์โมไดนามิกส์ วิธีนี้มีสมมุติฐานว่าปฏิกริยาเกิดขึ้นในลักษณะที่เป็นเนื้อเดียวกันหมด (lumped system) ดังนั้นจึงนิยมใช้ทำนายเฉพาะในบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้เท่านั้น (sub zone modeling) ตัวอย่างนักวิจัยที่ใช้แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ในงานวิจัยได้แก่ [57] [41] [53] [44] [28] [36]

ปฏิกริยารีดักชั่นเป็นที่นิยมใช้ในการจำลองเตาแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงเฉพาะในบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่น แบบจำลองนี้มีสมมุติฐานว่าสารระเหยจากเชื้อเพลิงได้ระเหยจนหมด และเกิดการเผาไหม้จนไม่เหลืออากาศที่ตำแหน่งที่เกิดการเผาไหม้ด้านบน เมื่อสารระเหยหมดเชื้อเพลิงจึงเป็นถ่านเหรือฟิกซ์คาร์บอนที่บริเวณนี้ มีนักวิจัยหลายท่านใช้แบบจำลองปฏิกริยารีดักชั่นในการทำนายการกระจายอุณหภูมิและส่วนผสมแก๊สที่ทางออกของเตา ในปี 2003 Giltrap D. และคณะ [38]

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

พบว่าส่วนประกอบของแก๊สที่ทางออกของห้องเผาไหม้ และการกระจายอุณหภูมิบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่นจากแบบจำลองมีแนวโน้มที่สอดคล้องกับผลการทดลอง ในปี 2006 Babu B.V. และ Sheth N.P. [29] ได้ทำการปรับปรุงแบบจำลองรีดักชั่นด้วยการแปรผันค่า char reactivity factor โดยมีค่าเพิ่มขึ้นแบบเอกซ์โพเนนเชียลตามระยะทางของเตา ในปี 2001 Sharma A.K. [54] ได้เปรียบเทียบแบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์กับแบบจำลอง finite kinetic จากการเปรียบเทียบกันพบว่าแบบจำลองทั้งสองให้ค่าความร้อนของแก๊สที่สอดคล้องกัน และอุณหภูมิทางออกของแก๊สที่ใกล้เคียงกัน ซึ่งปฏิกริยา finite kinetic ถูกใช้ร่วมกับแบบจำลองแบบ plug flow reactor โดยที่มีการแบ่งบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่นออกเป็นปริมาตรควบคุมที่เป็นชั้นเล็กๆต่อกัน นักวิจัยจำนวนมากได้ใช้แบบจำลองที่ต่างกันในการจำลองเฉพาะส่วนของปฏิกริยาใดๆในเตาตัวเดียวกัน [37] [52] การจำลองแบบนี้เรียกว่า multi-zone modeling

มีการศึกษาเกี่ยวกับปฏิกริยาแก๊สซิฟิเคชั่นกับถ่านจากเชื้อเพลิงชีวมวลหลายชนิด (biomass chars)ในเชิงลึกด้วยการใช้ไอน้ำ ซึ่งพบว่าอัตราการเกิดปฏิกกริยาขึ้นอยู่กับสารประกอบอนินทรีย์ (inorganic elements) ที่มีอยู่ในเชื้อเพลิง สารประกอบโพแทสเซียมจะเป็นตัวเร่งปฏิกริยา ส่วนสารซิลิคอนและฟอสฟอรัสจะเป็นตัวยับยั้งการเกิดปฏิกริยา ในปี 2016 Dupont C. และคณะ [35] พบว่าอัตราการเกิดปฏิกริยาของถ่านที่ได้จากเชื้อเพลิงชีวมวลหลากหลายชนิดมีความสัมพันธ์เชิงเส้นกับอัตราส่วนของสารอนินทรีย์ในเชื้อเพลิงที่เขียนในรูป โพแทสเซียม หารด้วย สารซิลิคอนและฟอสฟอรัสรวมกัน และได้เปรียบเทียบแบบจำลองที่สร้างขึ้นโดยใช้ตัวแปรอัตราส่วนของสารอนินทรีย์ในเชื้อเพลิงเป็นตัวแปรในแบบจำลอง ในปี 2018 Prestipino M. และคณะ [49] ได้เปรียบเทียบแบบจำลองอัตราการเกิดปฏิกริยาของถ่านที่ได้จากเชื้อเพลิงชีวมวลชนิดต่างๆ และพบว่าแบบจำลอง Avrami-Erofeev ให้ผลที่สอดคล้องกับผลการทดลอง นอกจากนั้นยังมีงานวิจัยที่เกี่ยวข้องกับการใช้เชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ดในอุตสาหกรรม เช่น ในปี 2018 Bartocci P. และคณะ [32] ได้ศึกษาโดยการทำไพโรไลซีสกับเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด และนำถ่าน (biomass char) ที่ได้ไปทำกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นด้วยไอน้ำต่อ จากนั้นทำการคำนวณทางอุณหพลศาสตร์โดยใช้กฎการสมดุลพลังงานความร้อนและสมดุลมวลภายในกระบวนการทั้งหมด ซึ่งพบว่าความร้อนที่ได้จากการเผาไหม้สารระเหยจากกระบวนการไพโรไลซีลเพียงพอต่อความต้องการพลังงานความร้อนทั้งหมดในกระบวนการผลิตแก๊สที่มีส่วนประกอบของไฮโดรเจนสูง ในปี 2018 Bartocci P. และคณะ [31] ได้ศึกษาส่วนประกอบแก๊สจากกระบวนการไพโรไลซีลของเชื้อเพลิงอัดเม็ดที่มีส่วนผสมของชีวมวลและ glycerol ที่อัตราส่วนผสมต่างๆ ซึ่งสรุปได้ว่า glycerol สามารถนำมาใช้เป็นเชื้อเพลิงได้เป็นอย่างดีในการผลิตความร้อนร่วม (Combine heat and power) หรือ (CHP)

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

บทที่ 3
ทฤษฎีและการสร้างสมการแบบจำลองที่เกี่ยวข้อง

เนื้อหาในบทนี้กล่าวถึงสมการที่ใช้ในแบบจำลองทั้งในส่วนของ แบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน แบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ และแบบจำลอง plug flow reactor ที่ใช้ในการจำลองกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่น นอกจากนั้นยังมีทฤษฎีที่เกี่ยวข้องอื่นๆ เช่น สมการอุณหพลศาสตร์เคมี (Thermo-chemistry) ของการเผาไหม้ พื้นฐานของเทอมอนุพันธ์ของสมการการถ่ายเท และขั้นตอนการแปลงสมการการถ่ายเทที่อยู่ในรูปสมการอนุพันธ์ให้เป็นสมการเชิงเส้น รูปแบบมาตรฐานของสมการถ่ายเทโดยใช้แนวคิดของวัสดุพรุนแบบเนื้อเดียวกัน (continuum porous media) และสมการสถานะ (equation of state) ต่างๆที่ใช้ในแบบจำลอง

3.1 ทฤษฎีพื้นฐานการเผาไหม้ที่เกี่ยวข้อง

3.1.1 พลศาสตร์ทางเคมีของการเผาไหม้ (combustion thermo-chemistry)

การเผาไหม้เชื้อเพลิงในสถานะแก๊สเกิดจากสารเชื้อเพลิงเข้าทำปฏิกิริยากับสารอ๊อกซิไดเซอร์ในสถานะแก๊ส ซึ่งประกอบไปด้วยหลายปฏิกิริยาเกิดขึ้นอย่างต่อเนื่อง [9] ปฏิกิริยาสามารถเขียนได้ในแบบง่ายในแบบรวม หรือเรียกว่า Global reaction ซึ่งปฏิกิริยาแบบรวมของการเผาไหม้เชื้อเพลิงไฮโรคาร์บอนกับอากาศสามารถเขียนสมการเผาไหม้พอดี ได้ดังนี้

$$C_xH_x + a(O_2 + 3.76N_2) \rightarrow xCO_2 + (y/2)H_2O + 3.76aN_2 \tag{3.1}$$

โดยที่

$$a = x + y/4 \tag{3.2}$$

ค่าสัดส่วนโดยมวลของเชื้อเพลิงและอากาศที่เผาไหม้พอดีสามารถคำนวณได้ดังนี้

$$(A/F)_{stoic} = \left(\frac{m_{air}}{m_{fuel}}\right)_{stoic} = \frac{4.76a}{1}\frac{MW_{air}}{MW_{fuel}} \tag{3.3}$$

ค่าอัตราส่วนสมมูล (equivalent ratio) ของส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศที่สัดส่วนใดๆ หาได้จาก

$$equivalence\ \ ratio = \frac{(A/F)_{stoic}}{(A/F)} = \frac{(F/A)}{(F/A)_{stoic}} \tag{3.4}$$

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

อุณหพลศาสตร์ทางเคมี (Thermo chemistry) นี้ใช้ในการคำนวณความสัมพันธ์ของมวลสารเชื้อเพลิง มวลสารอ๊อกซิไดเซอร์ มวลสารผลิตภัณฑ์ และความสัมพันธ์ของการดูดหรือคายความร้อนเนื่องจากปฏิกิริยาเคมีใดๆ ที่พิจารณา อุณหพลศาสตร์ทางเคมีนี้อาจใช้อธิบายและทำนายค่าอุณหภูมิของแก๊สในเชิงภาพรวม (well-stir system) หรือใช้ร่วมกับแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณในขั้นตอนการคำนวณเทอมก่อกำเนิดความร้อน หรือก่อกำเนิดมวลสารใดๆที่พิจารณาที่ปริมาตรควบคุมใดๆภายในขอบเขตการคำนวณ ปฏิกิริยาแบบรวมของการเผาไหม้ในกรณีการเผาไหม้เชื้อเพลิงแข็งกับอากาศสามารถเขียนได้ในลักษณะเดียวกัน ดังแสดงในสมการที่ (3.29)

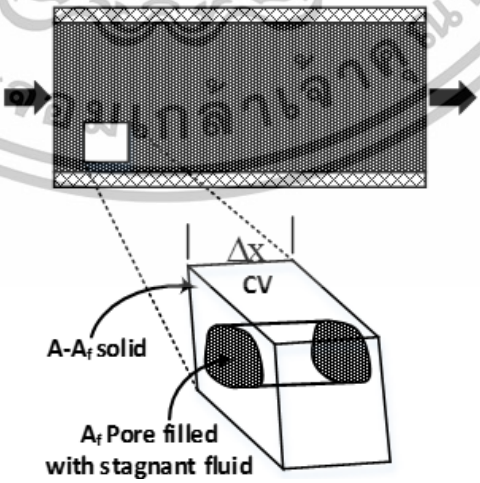
3.2 การสร้างแบบจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณ

3.2.1 ปรากฏการณ์การถ่ายเทค่าคุณสมบัติในสนามการไหล

แบบจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณมีพื้นฐานที่มาจากการพิจารณาการถ่ายเทค่าคุณสมบัติใดๆในสนามการไหล ซึ่งมีที่มาจากการพิจารณาการถ่ายเทค่าคุณสมบัติเข้าและออกผ่านพื้นผิวควบคุมจากปริมาตรควบคุมที่มีขนาดเล็กมากในแต่ละตำแหน่งของสนามการไหล [59] โดยแบ่งเป็นเทอมการถ่ายเทแบบแพร่ เทอมการถ่ายเทแบบพัดพา และเทอมการก่อกำเนิดค่าคุณสมบัติภายในปริมาตรควบคุมที่พิจารณา สมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติใดๆสามารถเขียนในรูปแบบมาตรฐานเมื่อพิจารณาปัญหาแบบ 1 มิติ ดังแสดงในสมการที่ 3.5

$$div(\rho u\Phi) = div(\tau grad\Phi) + S \tag{3.5}$$

กรณีที่พื้นที่การคำนวณแบ่งออกเป็นของแข็งและโพรงแก๊ส และปัญหามีลักษณะเล็กพอที่จะพิจารณาให้เป็นปัญหาแบบเนื้อเดียวกันได้ (continuum) ดังแสดงในรูปที่ 3.1 ตัวอย่างเช่นปัญหาแก๊สซิฟิเคชั่นแบบฟิกซ์เบด หรือปัญหาการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน สมการการถ่ายเทจะพิจารณาสัดส่วนการครอบครองพื้นที่หน้าตัดและปริมาตรจากของแข็งด้วย ซึ่งสามารถเขียนในรูปแบบทั่วไปได้ดังสมการที่ 3.6



รูปที่ 3.1 แสดงแนวคิดของวัสดุพรุนต่อเนื่อง (continuum porous media) [16]

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$div(\rho u \Phi \phi) = div(\tau \Phi grad \phi) + S\Phi \tag{3.6}$$

โดยที่ค่าสัดส่วนของโพรงแก๊สในการครอบครองพื้นที่ผิวและปริมาตรควบคุม (void fraction) พิจารณาได้จากรูปที่ 3.1 และเขียนดังแสดงในสมการที่ 3.7

$$\phi = \frac{A_f}{A} = \frac{V_f}{V} \tag{3.7}$$

3.2.2 การสร้างสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติในสนามการไหล

แบบจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ใช้ในงานวิจัยนี้ มีการพิจารณาสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติทั้งหมด 8 สมการ แบ่งเป็นสมการการถ่ายเทมวลสาร 6 สมการ และสมการการถ่ายเทความร้อน 2 สมการ ได้แก่ สมการการถ่ายเทความร้อนในของแข็งวัสดุพรุน สมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน สมการการถ่ายเทมวลสารโพรเพน บิวเทน ออกซิเจน ไนโตรเจน คาร์บอนไดออกไซด์ และไอน้ำ ซึ่งแต่ละสมการมีรายละเอียดดังแสดง

สมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน มีการพิจารณาเทอมก่อกำเนิดพลังงานความร้อนจากปฏิกิริยาการเผาไหม้ และการถ่ายเทความร้อนเนื่องจากอุณหภูมิที่แตกต่างกันระหว่างของแข็งวัสดุพรุน กับแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน การถ่ายเทความร้อนอันเนื่องมาจากการแพร่ของมวลสาร ได้ถูกคิดแยกในสมการนี้ การคำนวณค่าคงที่การพัดพาความร้อน และค่าคงที่การนำความร้อน จะแสดงให้ดูในหัวข้อสมการสถานะ (calorific equation of state)

$$\dot{m} C_{p,g} \frac{dT_g}{dx} - \frac{d}{dx}\left(\Phi A k_{eff,g} \frac{dT}{dx} \right) + AH_v \left(T_g - T_S \right) + \Phi A \sum_k \rho g C_{p,k} V_k \frac{dT_g}{dx} + \Phi A \omega_k h_k = 0 \tag{3.8}$$

สมการการถ่ายเทความร้อนในของแข็งวัสดุพรุน ไม่มีเทอมการถ่ายเทแบบพัดพา เนื่องจากของแข็งไม่ได้มีการเคลื่อนที่ มีการคิดเทอมก่อกำเนิดเนื่องจากอุณหภูมิที่แตกต่างกันระหว่างของแข็งวัสดุพรุน กับแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน โดยมีค่าดียวกันกับในสมการการถ่ายเทความร้อนภายในโพรงวัสดุพรุน การแผ่รังสีความร้อนจำลองบนสมมติฐานของโรสแลนด์ด้วยการรวมเข้ากับเทอมของการแพร่โดยพิจารณาเป็นค่าคงที่การแพร่ที่เพิ่มขึ้น ซึ่งจะแสดงให้ดูในหัวข้อสมการสถานะ

$$-\frac{d}{dx}\left((1-\phi) k_{eff,s} \frac{dT_S}{dx} \right) - AH_v \left(T_g - T_S \right) = 0 \tag{3.9}$$

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

สมการการถ่ายเทมวลสารของทั้ง 6 สารที่พิจารณาในปัญหานี้ สามารถเขียนได้ในรูปแบบเดียวกัน โดยมีเทอมก่อกำเนิดอันเนื่องมาจากปฏิกิริยาการเผาไหม้

$$\dot{m}\frac{dY_k}{dx}+\frac{d\left(\phi A\rho V_k Y_k\right)}{dx}+\phi\omega_k dx=0 \tag{3.10}$$

เนื่องจากการวิจัยนี้เป็นการพิจารณาปัญหาแบบ 1 มิติ การหาค่าความเร็วในโดเมนการคำนวณจึงสามารถทำได้โดยพิจารณากฎทรงมวลตามสมการที่ (3.11) ซึ่งค่าความหนาแน่นของแก๊สผสมสามารถหาได้จากสมการสถานะซึ่งจะแสดงให้ดูในหัวข้อสมการสถานะ ในกรณีที่เป็นปัญหาแบบ 2 หรือ 3 มิติ การหาค่าความเร็วจะต้องทำด้วยการใช้แอลกอริทึ่มการทำซ้ำ เช่น PISO หรือ SIMPLE เป็นต้น

$$\dot{m}=\phi\rho_g u \tag{3.11}$$

3.2.3 สมการสถานะ

ในการหาผลเฉลยของสมการการถ่ายเทเราจะได้ค่าคุณสมบัติที่กระจายภายในแต่ละปริมาตรควบคุมย่อยที่อยู่ในโดเมนการคำนวณ สมการสถานะคือสมการที่ต้องใช้ค่าคุณสมบัติในการคำนวณ ในการจำลองนี้มีสมการสถานะที่ใช้ดังนี้

สมการแก๊สอุดมคติของแก๊สผสม ใช้ในการคำนวณหาค่าความหนาแน่นของแก๊สผสมซึ่งประกอบไปด้วยแก๊ส 6 ชนิดดังที่ได้กล่าวมา สมการนี้ใช้ค่าคุณสมบัติของความเข้มข้นของแก๊สแต่ละชนิดการหาค่ามวลโมเลกุล จากการหาผลเฉลยของสมการการถ่ายเทมวลสาร และค่าคุณสมบัติอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนจากการหาผลเฉลยของสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน การจำลองนี้พิจารณาว่าความดันมีค่าเท่ากับความดันบรรยากาศทั่วทั้งขอบเขตการคำนวณ

$$\rho_g=\frac{P}{R_u T_g\left(\frac{1}{MW_{mix}}\right)} \tag{3.12}$$

สมการคำนวณอัตราการเกิดปฏิกิริยาเคมี ในกรณีนี้พิจารณาสมการการเผาไหม้โพรเพนและสมการการเผาไหม้บิวเทนดังแสดงในสมการที่ (3.13) และ (3.14) อัตราการเกิดปฏิกิริยาเคมีสามารถคำนวณได้จากค่าคุณสมบัติความเข้มข้นของออกซิเจน โพรเพน และบิวเทน และค่าคุณสมบัติอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน โดยค่าอัตราการเกิดปฏิกิริยาจะถูกนำไปใช้คำนวณค่าความร้อน เพื่อใช้ในการคำนวณเทอมก่อกำเนิดของสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน และใช้ในการคำนวณเทอมก่อกำเนิดของสมการการถ่ายเทมวลสาร

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$\frac{d\left[C_3H_8\right]}{dt} = -A_{pro}\exp\left(-E_{apro}/R_u\left[C_3H_8\right]^m\left[O_2\right]^n\right) \tag{3.13}$$

$$\frac{d\left[C_4H_{10}\right]}{dt} = -A_{bu}\exp\left(-E_{abu}/R_u\left[C_4H_{10}\right]^p\left[O_2\right]^q\right) \tag{3.14}$$

ค่าคงที่การพัดพาความร้อนเนื่องจากอุณหภูมิที่แตกต่างกันระหว่างของแข็งวัสดุพรุน กับแก๊สในโพรงวัสดุพรุน สามารถเขียนได้ดังแสดงใน (3.15) [23] สามารถคำนวณได้จากค่าเรย์โนลต์ และค่าพลานท์นัมเบอร์และค่าการนำความร้อนของส่วนผสมแก๊ส และขนาดเส้นผ่านศูนย์กลางของชิ้นวัสดุ

$$H = \left(1+\frac{4\left(1-\phi\right)}{\phi}\right)+\frac{1}{2}\left(1-\phi\right)^{1/2}\mathrm{Re_D}\,\mathrm{Pr}^{1/3}K_{mixture}/D \tag{3.15}$$

ค่าคงที่การแพร่เนื่องจากการแผ่รังสีความร้อนซึ่งเป็นเทอมที่มีอยู่ในสมการการถ่ายเทความร้อนในของแข็งวัสดุพรุน สามารถคำนวณได้จากค่าคุณสมบัติอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุน และค่าคงที่การดับ

$$q_R = \frac{16\sigma T^3}{3k}\frac{dT}{dx} \tag{3.16}$$

จากสมการการถ่ายเทความร้อนภายในโดเมนของแข็งวัสดุพรุนในสมการที่ (3.9) การถ่ายเทความร้อนสามารถเขียนได้ในรูปแบบของการแพร่ส่วนเพิ่ม (Rosseland approximation) โดยค่าคงที่การนำความร้อนประกอบด้วย ค่าการนำความร้อนภายในของแข็งวัสดุพรุน รวมกับค่าการนำความร้อนจากการแผ่รังสีความร้อน

$$K_{eff,s} = K_{solid}+\left(-\frac{16\sigma T_s^3}{3\kappa}\right) \tag{3.17}$$

3.2.4 ปฏิกิริยาเคมีที่พิจารณา

ในงานวิจัยนี้ใช้เชื้อเพลิง LPG ซึ่งเป็นส่วนผสมของโพรเพน 70 เปอร์เซนต์โดยโมล และบิวเทน 30 เปอร์เซนต์โดยโมล ซึ่งสามารถเขียนสมการเคมีเพื่อใช้หาความสัมพันธ์โดยมวลของเชื้อเพลิงได้ดังนี้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$0.7C_3H_8 + (3.5+\psi)(O_2 + 3.76N_2) \xrightarrow{hc} 2.1CO_2 + 2.8H_2O + \psi O_2 + (3.5+\psi)(3.76)N_2 \quad (3.18)$$

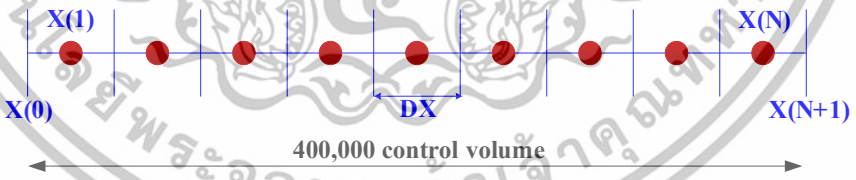
$$0.3C_4H_{10} + (1.95+\psi)(O_2 + 3.76N_2) \xrightarrow{hc} 1.2CO_2 + 1.5H_2O + \psi O_2 + (1.95+\psi)(3.76)N_2 \quad (3.19)$$

3.2.5 การทำให้ไม่ต่อเนื่อง (Discretization)

ในหัวข้อที่แล้วได้กล่าวถึงสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติของแบบจำลอง ซึ่งเขียนอยู่ในรูปสมการอนุพันธ์ (differential equation) หลายสมการ และแต่ละสมการมีความสัมพันธ์ซึ่งกันและกัน (coupled) รวมทั้งค่าคงที่ในสมการหลายตัวที่ต้องคำนวณโดยใช้สมการสถานะ (Equation of state) การหาคำตอบของแบบจำลองลักษณะนี้ไม่สามารถใช้วิธีทางคณิตศาสตร์ทางทฤษฎีได้ (analytical mathematics) หากแต่จำเป็นนต้องใช้กรรมวิธีเชิงตัวเลข (Numerical method) ในขั้นตอนแรกของกรรมวิธีเชิงตัวเลขคือการแปลงสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติซึ่งเป็นสมการอนุพันธ์ (differential equation) ให้เป็นระบบสมการเชิงเส้น (system of algebraic equation) โดยวิธีนี้จะเริ่มจากการแบ่งพื้นที่การคำนวณออกเป็นปริมาตรควบคุมย่อยๆ แล้วแปลงสมการการถ่ายเทให้เป็นระบบสมการเชิงเส้นที่สอดคล้องกับขนาดและรูปร่างของปริมาตรควบคุมที่แบ่ง ซึ่งจะมีจำนวนสมการเท่ากับจำนวนปริมาตรควบคุมที่แบ่งดังแสดงวิธีให้ดูในรายละเอียดต่อไป

3.2.6 การแบ่งกริด (grid generation)

เนื่องจากปัญหาที่พิจารณาเป็นปัญหาแบบ 1 มิติ กล่าวคือพิจารณาว่าค่าคุณสมบัติเปลี่ยนแปลงตามแนวแกนเท่านั้น ดังนั้นการแบ่งกริดจึงสามารถทำได้โดยง่ายโดยแบ่งความยาวตามแนวแกนของพื้นที่การคำนวณออกเป็น 400,000 ปริมาตรควบคุมย่อย ในระยะความยาวของพื้นที่การคำนวณยาวเท่ากับ 0.1 เมตร ดังแสดงในรูปที่ (3.2)



รูปที่ 3.2 แสดงการแบ่งพื้นที่การคำนวณออกเป็นปริมาตรควบคุมขนาดเล็ก

3.2.7 วิธีการแปลงสมการอนุพันธ์ให้เป็นระบบสมการเชิงเส้น

สมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติใดๆที่พิจารณาเมื่อผ่านกระบวนทำให้ไม่ต่อเนื่อง (discretization) แล้วจะได้สมการเชิงเส้นจำนวนเท่ากับปริมาตรควบคุมที่ทำการแบ่ง ในขั้นตอนการสร้างสมการการถ่ายเทนั้น ไม่ว่าสมการจะอยู่ในรูปแบบที่ซับซ้อนหรือมีขนาดที่ใหญ่เพียงใด การระบุเทอมก็ยังคงเป็นสามเทอมเสมอซึ่งแต่ละเทอมจะถูกแยกจากกันด้วยเครื่องหมายบวก ลบ ได้แก่ เทอมการพัดพา (convection transport) เทอมการแพร่ (diffusion transport) และเทอมการก่อกำเนิด (source term)

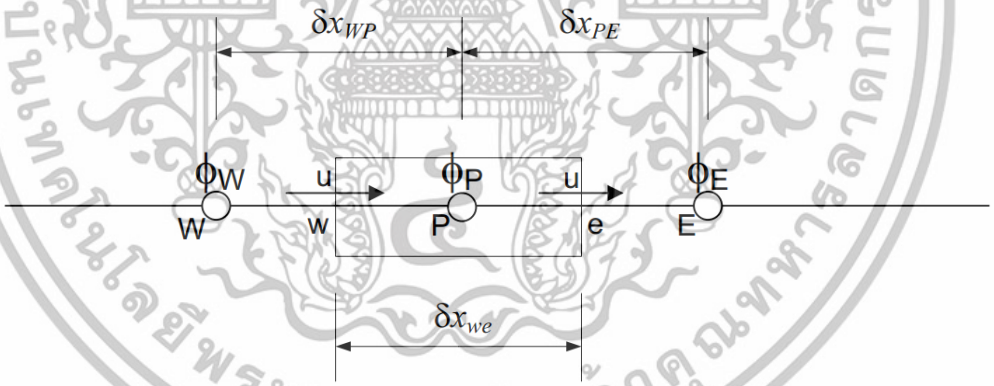
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ในกรณีของเทอมการก่อกำเนิดนั้นสามารถคำนวณแยกได้โดยตรงในแต่ละปริมาตรควบคุมที่ทำการแบ่งซึ่งสามารถคำนวณได้จากสมการสถานะ (Equation of state) และข้อมูลปริมาตรของปริมาตรควบคุมที่ต้องการคำนวณ ดังนั้นการแปลงรูปจะยกตัวอย่างในเทอมของการแพร่ และการพัดพาเท่านั้น ส่วนเทอมการก่อกำเนิดจะปรากฏในเทอมของการจัดรูปให้เป็นระบบสมการเชิงเส้นในรูปแบบมาตรฐาน (3.29)

สมการการถ่ายเทสามารถเขียนให้อยู่ในรูปแบบมาตรฐานในรูปสมการอนุพันธ์ เมื่อไม่พิจารณาเทอมก่อกำเนิดดังสมการ (3.20) ซึ่งเทอมการแพร่คือ $\frac{d}{dx}(\Gamma\frac{d\Phi}{dx})$ และเทอมการพัดพาคือ $\frac{d}{dx}(\rho u\Phi)$

$$\frac{d}{dx}(\rho u\Phi)=\frac{d}{dx}(\Gamma\frac{d\Phi}{dx}) \tag{3.20}$$

เมื่อพิจารณาปริมาตรควบคุมใดๆในหนึ่งมิติ ที่มีขนาดตามรูปที่ 3.3 เราจะสามารถดำเนินกระบวนการแปลงสมการอนุพันธ์ที่ประกอบด้วยเทอมการพัดพา และการแพร่ ในกรณีที่ปัญหาเป็นแบบหนึ่งมิติ ได้ดังสมการ (3.21)



รูปที่ 3.3 แสดงปริมาตรควบคุมภายในใดๆในพื้นที่การคำนวณ [59]

$$(\rho uA\Phi)_e-(\rho uA\Phi)_w=\left(\Gamma A\frac{d\Phi}{dx}\right)_e-\left(\Gamma A\frac{d\Phi}{dx}\right)_w \tag{3.21}$$

เมื่อกำหนดให้ $F=\rho u$ เรียกว่าค่าค่าคงที่การพัดพา และกำหนดให้ $D=\frac{\Gamma}{\delta x}$ เรียกว่าค่าคงที่การแพร่ ค่าคงที่การพัดพาและค่าคงที่การแพร่เป็นค่าบนพื้นที่หน้าตัด (face) ของปริมาตรควบคุม ดังนั้นจึงมีการระบุทิศของพื้นที่หน้าตัดตามรูปที่ 3.3 โดยใช้การ subscript ดังนี้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$F_w = (\rho u)_w \tag{3.22}$$

$$F_e = (\rho u)_e \tag{3.23}$$

$$D_w = \frac{\Gamma_w}{\delta x_{WP}} \tag{3.24}$$

$$D_e = \frac{\Gamma_e}{\delta x_{PE}} \tag{3.25}$$

เมื่อเขียนสมการ (3.21) ใหม่ จะได้ว่า

$$F_e\Phi_e - F_w\Phi_w = D_e(\Phi_E - \Phi_P) - D_W(\Phi_P - \Phi_W) \tag{3.26}$$

จะเห็นได้ว่าเทอมการพัดพาสองเทอมมีค่าที่ติดอยู่ในรูปของค่าคุณสมบัติที่พื้นผิวควบคุม (control volume face properties) ซึ่งขั้นตอนต่อไปจะเป็นวิธีการประมาณค่าคุณสมบัติที่ผิวของปริมาตรควบคุม โดยประมาณให้อยู่ในเทอมของค่าคุณสมบัติที่โหนดของปริมาตรควบคุม วิธีการประมาณนี้เรียกว่า Numerical scheme ซึ่งมีหลายวิธี แต่ละวิธีก็มีความเหมาะสมแตกต่างกันไปซึ่งสามารถหารายละเอียดเพิ่มเติมได้ [58] สำหรับในงานวิจัยนี้ใช้การประมาณแบบ first order upwind scheme ซึ่งมีการประมาณค่าคุณสมบัติที่ผิวโดยประมาณให้มีค่าเท่ากับค่าคุณสมบัติของปริมาตรที่อยู่ต้นลมสวนทิศทางการไหล ดังนั้นทำการแทนค่าแล้วจัดรูปสมการ (3.28) ให้อยู่ในรูปสมการเชิงเส้นแบบทั่วไปตามสมการที่ (3.29) และ (3.30)

$$\Phi_w = \Phi_W \text{ and } \Phi_e = \Phi_P \tag{3.27}$$

$$F_e\Phi_P - F_w\Phi_W = D_e(\Phi_E - \Phi_P) - D_w(\Phi_P - \Phi_W) \tag{3.28}$$

รูปแบบทั่วไปของสมการเชิงเส้นแสดงได้ดังสมการที่ (3.30) และ (3.31)

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$a_P\Phi_P = a_W\Phi_W + a_E\Phi_E + S_u \tag{3.29}$$

เมื่อ

$$a_P = a_W + a_E + (F_e - F_w) - S_P \tag{3.30}$$

เมื่อจัดรูปสมการ (3.28) ให้อยู่ในรูปสมการเชิงเส้นแบบทั่วไปตามสมการที่ (3.29) และ (3.30) แล้วทำการเทียบสัมประสิทธิ์ จะได้ว่า

$$a_E = D_e \tag{3.30}$$

$$a_W = D_w + F_w \tag{3.31}$$

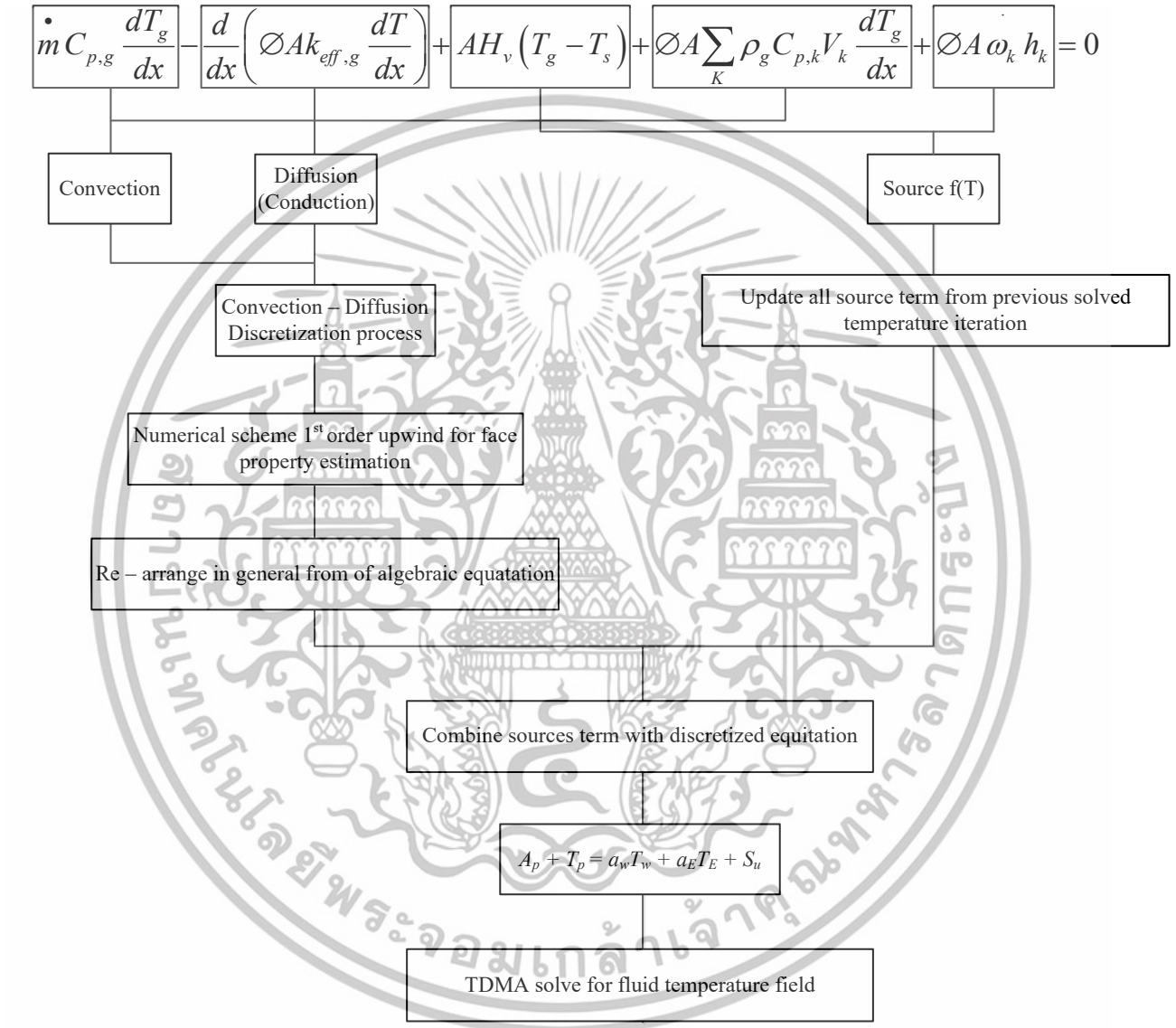
$$S_u = 0 \tag{3.32}$$

$$S_p = 0 \tag{3.33}$$

สัมประสิทธ์ของสมการเชิงเส้นนี้จะเหมือนกันในทุกปริมาตรควบคุมที่ไม่อยู่ติดขอบ (internal cell) ที่ทำการแบ่งไว้ สำหรับปริมาตรควบคุมที่อยู่ติดขอบจำเป็นต้องคิดเงื่อนไขที่ขอบด้วย จึงทำให้ค่าสัมประสิทธิ์ในรูปของระบบสมการเชิงเส้นมาตรฐานมีค่าเปลี่ยนไปจากปริมาตรควบคุมที่อยู่ภายใน แต่วิธีหาค่าสัมประสิทธิ์ยังคงทำตามขั้นตอนเดียวกัน ดังที่กล่าวมาแล้ว

ตัวอย่างกระบวนการทำให้ไม่ต่อเนื่อง (discretization) ของสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติใดๆ แสดงให้เห็นดังรูปที่ 3.3 ประกอบไปด้วยการแบ่งเทอมต่างๆในสมการออกเป็นเทอมการพัดพา เทอมการแพร่ และเทอมการก่อกำเนิด จากนั้นแบ่งพื้นที่การคำนวณออกเป็นปริมาตรควบคุมย่อย และใช้วิธีการตามหัวข้อที่ 3.2.6 เพื่อแปลงสมการการถ่ายเทให้อยู่ในระบบสมการเชิงเส้นในรูปแบบมาตรฐานตามสมการที่ 3.29 และ 3.30 ขั้นตอนสุดท้ายคือการแก้ระบบสมการเชิงเส้นเพื่อให้ได้ผลเฉลยค่าคุณสมบัติในแต่ละปริมาตรควบคุมที่ทำการแบ่งไว้ ซึ่งสามารถทำได้โดยการใช้แอลกอรึทึมแบบต่างๆ ซึ่งในวิยานิพนธ์นี้ใช้วิธีแบบ TDMA (Tri Diagonal Matrix Algorithm) สามารถอ้างอิงขั้นตอนโดยละเอียดได้จาก [58]

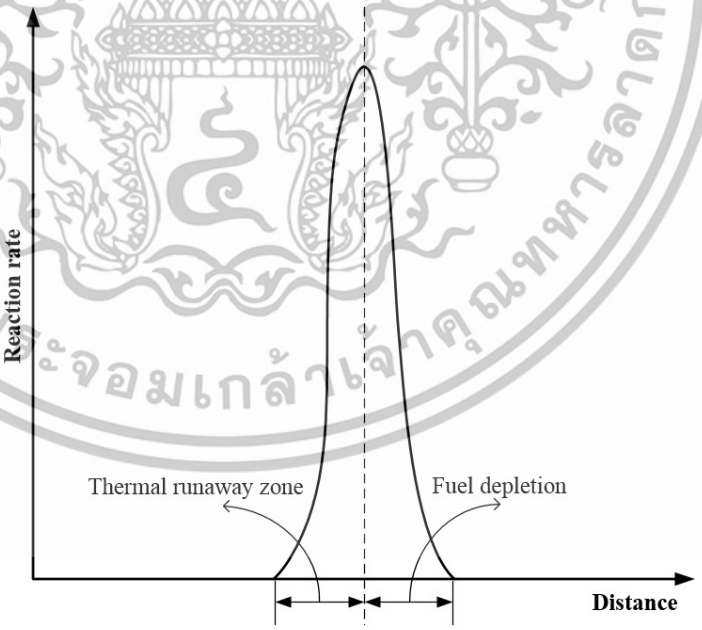
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



รูปที่ 3.4 แสดงตัวอย่างขั้นตอนการแปลงสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติให้เป็นระบบสมการเชิงเส้นในรูปแบบมาตรฐาน

3.3 การวิเคราะห์การเผาไหม้ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงแบบราบเรียบในสถานะแก๊ส และการเผาไหม้ในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

การลามของการเผาไหม้ packed bed ของเชื้อเพลิงแข็งภายในเตาแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงอธิบายได้ในลักษณะที่ใกล้เคียงกับการเผาไหม้ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงแบบราบเรียบในสถานะแก๊สแบบหนึ่งมิติ การเผาไหม้ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงในสถานะแก๊ส จะประกอบด้วยบริเวณการก่อกำเนิดมวลสารและการถ่ายเทความร้อนดังแสดงในรูปที่ 3.7 ในกรณีการเผาไหม้ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงไฮโดรคาร์บอน บริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้เชื้อเพลิงจะมีขนาดสั้นประมาณ 1-2 มิลิเมตร ซึ่งประกอบด้วยบริเวณที่อัตราการเกิปฏิกิริยาเพิ่มขึ้นอย่างรวดเร็วในระยะตามทิศทางการไหลเรียกว่าการเกิด thermal runaway ปรากฏการณ์ thermal runaway เริ่มต้นจากการเผาไหม้คายความร้อน ทำให้ส่วนผสมมีอุณหภูมิสูงขึ้น ในขณะเดียวกัน อุณหภูมิที่สูงขึ้นก็ส่งผลให้อัตราการเผาไหม้สูงขึ้น ดังแสดงในรูปที่ 3.5 เมื่อเกิดการเผาไหม้สารเชื้อเพลิงจะถูกใช้ในการทำปฏิกิริยาส่งผลให้ความเข้มข้นเชื้อเพลิงลดลงเมื่อความเข้มข้นเชื้อเพลิงลดลงถึงค่าหนึ่งปรากฏการณ์ thermal runaway จะสิ้นสุดลงซึ่งเป็นตำแหน่งที่เกิดอัตราการเผาไหม้สูงที่สุด ต่อจากนั้นอัตราการเผาไหม้จะเริ่มลดลงจนสิ้นสุดการเผาไหม้เมื่อสารเชื้อเพลิงหมด ระยะนี้เรียกว่า fuel depletion zone เมื่อเลยตำแหน่ง fuel depletion zone ไปแล้วสารอ๊อกซิไดเซอร์จะหมดในกรณีที่เป็นส่วนผสมบาง หรือเชื้อเพลิงจะหมดในกรณีที่เป็นส่วนผสมหนา



รูปที่ 3.5 แสดงบริเวณที่เกิด Thermal runaway และ Fuel depletion บริเวณที่เกิดการเผาไหม้

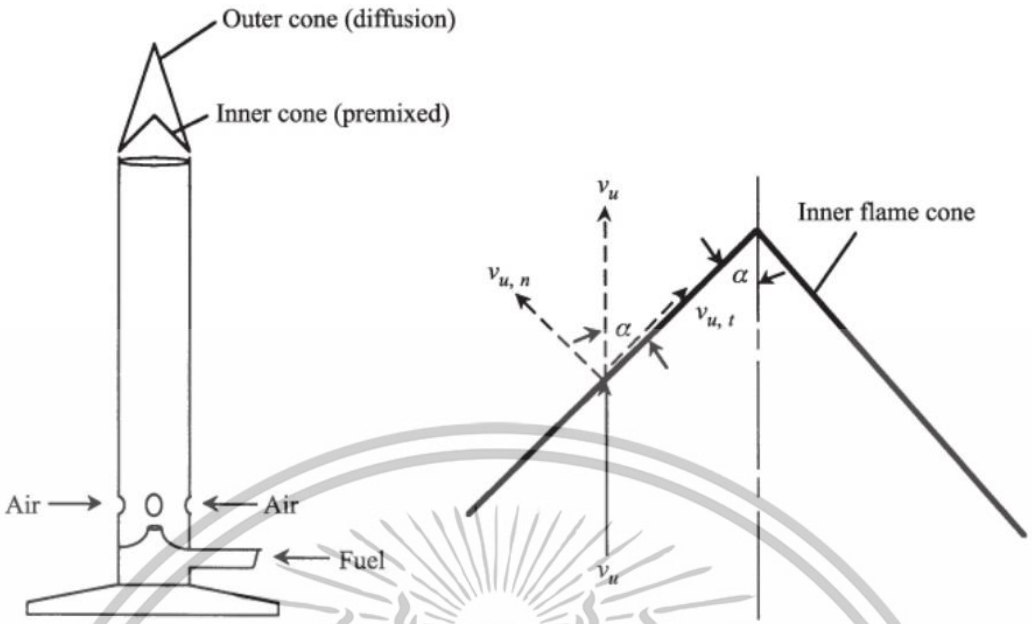
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ความร้อนที่ได้จากแนวปฏิกิริยาการเผาไหม้ส่วนหนึ่งจะถ่ายเทในทิศตรงกันข้ามกับทิศทางการไหลด้วยการนำความร้อนผ่านมวลของส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิง ในขณะที่การถ่ายเทความร้อนออกจากแนวปฏิกิริยาการเผาไหม้ส่วนใหญ่จะถ่ายเทในทิศทางตามการไหลด้วยการพัดพาความร้อนตามทิศทางการไหล

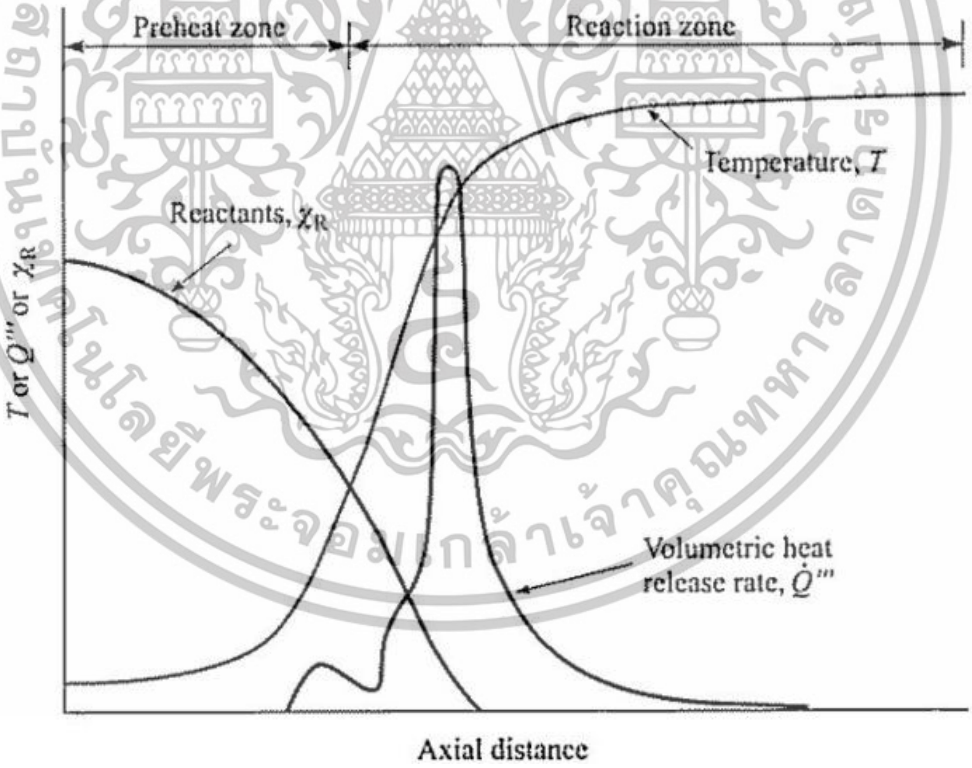
กระบวนการเผาไหม้เกิดขึ้นโดยอาศัยปัจจัยสามอย่างประกอบกันได้แก่ 1.) อากาศ 2.) เชื้อเพลิง 3.) อุณหภูมิที่สูงพอที่จะจุดติดการเผาไหม้ได้ ดังนั้นแนวบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้จะเปลี่ยนตำแหน่งไปเมื่อเกิดปัจจัยทั้งสามพร้อมกันที่ตำแหน่งใดๆ ในกรณีการเผาไหม้ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงแบบหนึ่งมิตินั้นบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ไม่สามารถเคลื่อนตัวไปตามทิศทางการไหลได้แม้ว่าจะมีอุณหภูมิสูงจากการพัดพาความร้อนออกจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ เนื่องจากสารอ๊อกซิไดเซอร์หรือเชื้อเพลิงถูกบริโภคจนหมดหลังจากแนวบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ จึงขาดหนึ่งปัจจัยที่ทำให้เกิดการเผาไหม้ได้ ในขณะที่การนำความร้อนออกจากแนวการเผาไหม้ในทิศสวนทางกับทิศทางการไหลจะส่งผลให้อุณหภูมิของส่วนผสมบริเวณก่อนแนวการเผาไหม้มีอุณหภูมิสูงขึ้นซึ่งเรียกบริเวณนี้ว่า preheat zone เมื่ออุณหภูมิส่วนผสมบริเวณนี้สูงจนถึงอุณหภูมิจุดติดส่วนผสม (ignition temperature) จะส่งผลให้แนวบริเวณที่เกิดการเผาไหม้เดิมเคลื่อนตัวขึ้นในทิศทางสวนทางกับทิศทางการไหล อัตราการนำความร้อนออกจากแนวที่เกิดปฏิกิริยาการไหม้จึงมีความสัมพันธ์โดยตรงแบบแปรผันตามกับอัตราการเคลื่อนที่ของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ อัตราการเคลื่อนที่ของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ถูกเรียกว่า flame speed

การวิเคราะห์การเผาไหม้โดยทั่วไปนิยมวิเคราะห์แนวบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ให้มีตำแหน่งอยู่นิ่งเป็นตำแหน่งอ้างอิง โดยที่มีส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศไหลผ่านบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ด้วยความเร็วที่เท่ากับ flame speed พอดีซึ่งมีลักษณะเป็นการวิเคราะห์แบบ quasi-steady ตัวอย่างเช่นการวิเคราะห์การเผาไหม้ของหัวเผาบุนเซน ซึ่งแนวการเผาไหม้จะปรับรูปร่างจนกระทั่งความเร็วของส่วนผสมมีค่าเท่ากับความเร็วการลามเปลวไฟพอดีดังแสดงในรูปที่ 3.6

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

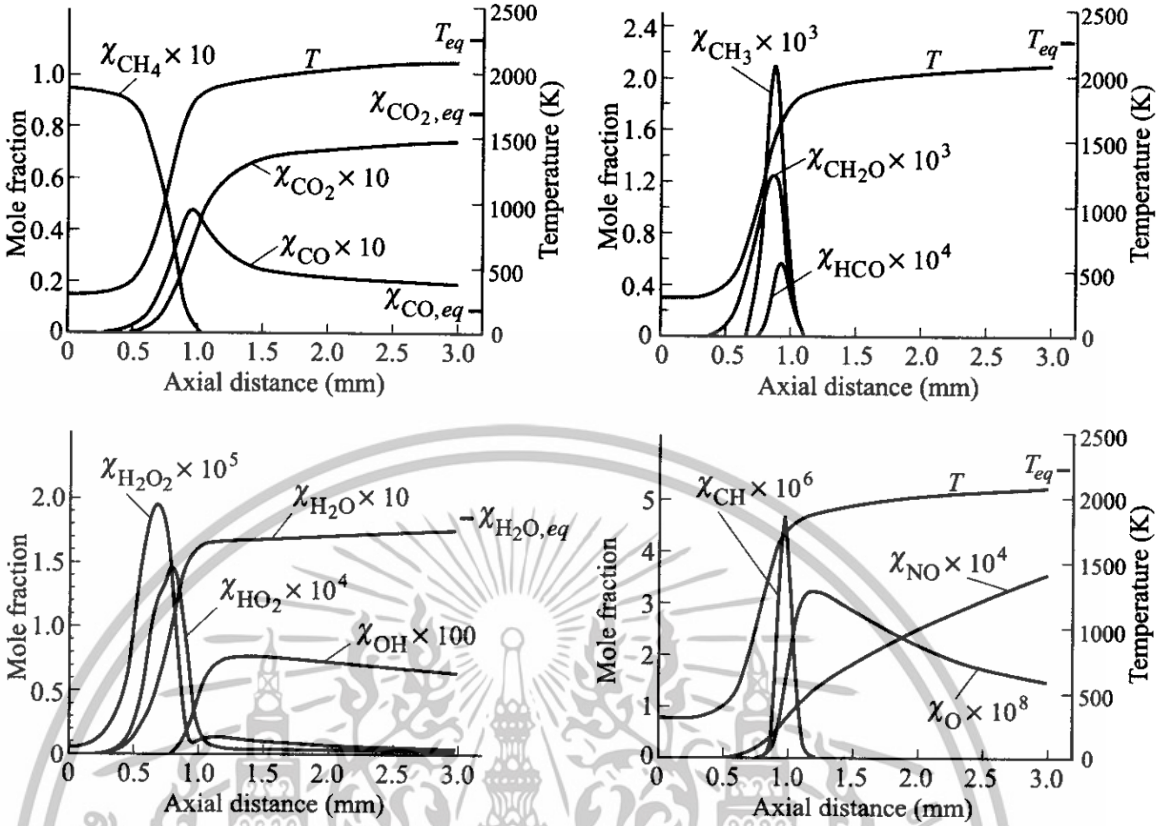


รูปที่ 3.6 แสดงการประยุกต์วิเคราะห์แนวบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ให้มีตำแหน่งอยู่นิ่งเป็นตำแหน่งอ้างอิง [12]



รูปที่ 3.7 แสดงกายภาพบริเวณต่างๆของการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศโดยวิเคราะห์การไหลแบบราบเรียบ [12]

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



รูปที่ 3.8 แสดงผลการจำลองการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงมีเทนและอากาศในย่านการไหลแบบราบเรียบ [12]

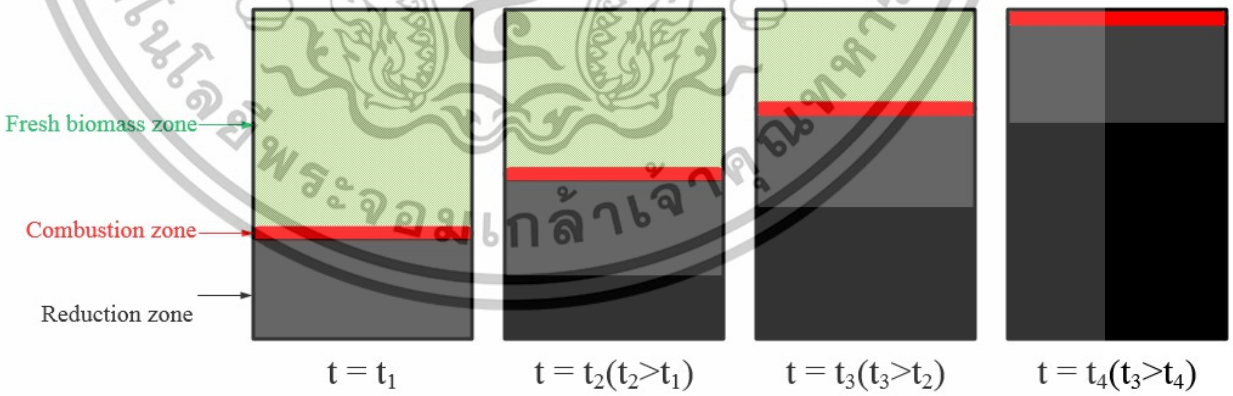
กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงในกรณีที่บริเวณที่เกิดการเผาไหม้อยู่ภายในโพรงช่องว่างระหว่างชิ้นเชื้อเพลิง (submerged flame) จะมีลักษณะการเผาไหม้มีความใกล้เคียงกับการเผาไหม้ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงดังที่ได้กล่าวมาแล้ว โดยมีความแตกต่างกันในประเด็นของแก๊สเชื้อเพลิงซึ่งต้องระเหยออกมาจากชิ้นเชื้อเพลิงและเกิดการผสมกันกับอากาศที่ไหลเข้ามาก่อนจึงเกิดเป็นการไหลของส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศที่พร้อมจุดติดการเผาไหม้ได้เมื่อมีอุณหภูมิสูงถึงค่า ignition temperature จากงานวิจัยที่ผ่านมาโดยใช้การจำลองแบบพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงในกรณีเปลวไฟอยู่ภายในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิง [20] พบว่าแนวการเผาไหม้จะเกิดขึ้นในระยะที่แคบประมาณ 2 ถึง 3 มิลลิเมตร โดยที่สารอ๊อกซิไดเซอร์จะหมดภายในระยะที่เกิดการเผาไหม้นี้ ในขณะที่ลักษณะการเคลื่อนที่ของแนวบริเวณที่เกิดการเผาไหม้จะเคลื่อนที่ในทิศทางตรงกันข้ามกับทิศทางการไหลของอากาศ ซึ่งการถ่ายเทความร้อนและมวลสารจากแนวที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้มีลักษณะที่คล้ายกันกับกรณีการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศดังที่ได้กล่าวมาแล้ว เพียงแต่การถ่ายเทความร้อนย้อนกลับมีการแผ่รังสีจากชิ้นเชื้อเพลิงนอกเหนือจากการนำความร้อนในเนื้อของแก๊ส

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

3.4 กายภาพที่เกิดขึ้นภายในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

ในหัวข้อ 3.3 ที่ผ่านมาได้อธิบายถึงกลไกการเผาไหม้แบบหนึ่งมิติโดยมีการเปรียบเทียบการเคลื่อนที่หรือการลามของแนวการเผาไหม้ของกรณีการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศในสถานะแก๊ส และการเคลื่อนที่ของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง ซึ่งพบว่ากลไกการเคลื่อนที่ของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ของกรณีทั้งสองมีความคล้ายคลึงกัน โดยมีการเคลื่อนที่ในทิศตรงกันข้ามกับทิศทางการไหลของอากาศในกรณีของการเผาไหม้ของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง และมีการเคลื่อนที่ในทิศตรงกันข้ามกับทิศทางการไหลของส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศในกรณีการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศในสถานะแก๊ส อีกทั้งยังพบว่าบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้มีความยาวประมาณ 1 มิลลิเมตรมิลลิเมตร ในกรณีการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศในสถานะแก๊ส และ 3 มิลลิเมตร ในกรณีกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง โดยที่ลักษณะของแนวปฏิกิริยาการเผาไหม้ประกอบด้วย บริเวณที่เกิด thermal runaway และบริเวณ fuel depletion ในลักษณะเดียวกัน

การเผาไหม้ของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงมีความซับซ้อนกว่าการเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศในสถานะแก๊ส เนื่องจากเมื่อบริเวณที่เกิดการเผาไหม้เคลื่อนตัวในทิศทางตรงกันข้ามกับทิศทางการไหลของอากาศแล้ว แก๊สร้อนและสารผลิตภัณฑ์ที่เกิดจากการเผาไหม้จะถ่ายเทให้กับส่วนเหลือของเชื้อเพลิงที่แนวการเผาไหม้ได้เคลื่อนตัวผ่านไปแล้ว ซึ่งส่วนเหลือของเชื้อเพลิงนี้จะอยู่ในสภาวะที่ได้ปลดปล่อยสารระเหยไปแล้วจนกระทั่งเปลี่ยนสภาพเป็นถ่านหรือ fixed carbon ซึ่งจากการถ่ายเทสารผลิตภัณฑ์และความร้อนที่ได้จากการเผาไหม้ที่อยู่ต้นลมไหลผ่าน fixed carbon จะส่งผลให้เกิดปฏิกิริยา reduction ในส่วนนี้ การเคลื่อนที่ของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแสดงในรูปที่ 3.9

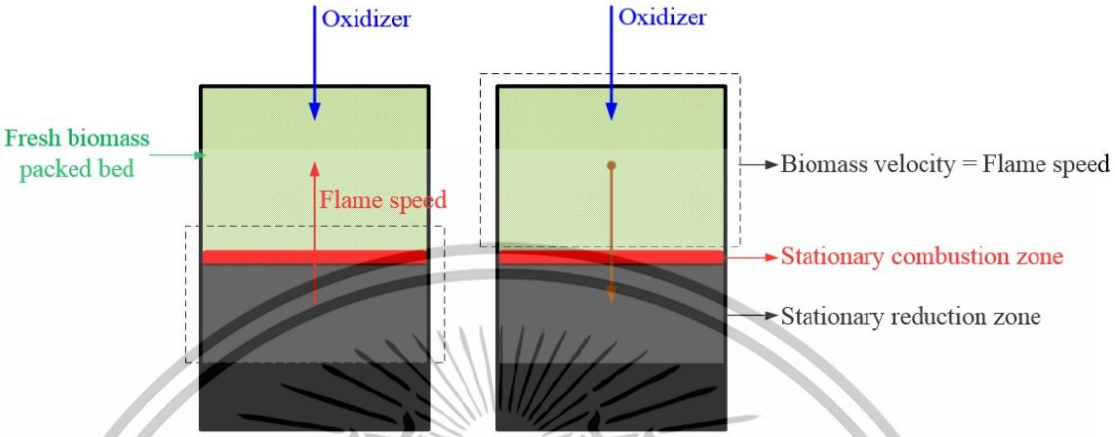


รูปที่ 3.9 แสดงการเคลื่อนที่ของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้และบริเวณที่เกิดปฏิกิริยา reduction ที่เวลาต่างๆ

ในการวิเคราะห์กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงสามารถใช้แนวคิดในลักษณะที่คล้ายกับการวิเคราะห์การเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศในสถานะแก๊สดังที่ได้กล่าวมาในหัวข้อที่ 3.3 โดยการพิจารณาแนวบริเวณที่เกิดการเผาไหม้หยุดนิ่งอยู่กับที่ โดยที่ความเร็วของ fixed bed ของ

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

เชื้อเพลิงแข็งเคลื่อนที่ในทิศเดียวกันกับทิศการไหลอากาศ โดยมีความเร็วเท่ากับความเร็วของแนวการเผาไหม้แทนดังแสดงในรูปที่ 3.10 ซึ่งการวิเคราะห์แบบนี้จะทำให้สามารถพิจารณากระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบบเสมือนว่าเป็นสภาวะคงที่ได้ (quasi-steady state)

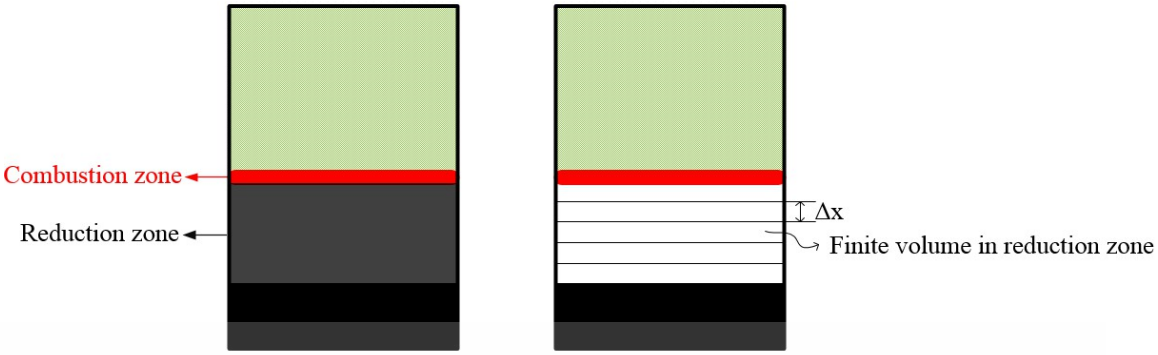


รูปที่ 3.10 การวิเคราะห์กระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบบเสมือนว่าเป็นสภาวะคงที่(quasi-steady state)

3.5 การประยุกต์ใช้แบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ และแบบจำลอง plug flow reactor ในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงแบบเสมือนว่าเป็นสภาวะคงที่

การประยุกต์ใช้แบบจำลองทางเทอร์โมไดนามิกส์ และแบบจำลอง plug flow reactor ในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงจะทำโดยพิจารณาเสมือนว่าเป็นสภาวะคงที่ดังแสดงในรูปที่ 3.10 โดยการพิจารณาว่าบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้มีเวลามากเพียงพอที่การเผาไหม้จะเข้าสู่สภาวะสมดุลทางเคมี (Thermodynamics equilibrium) ความหนาของชั้นที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้พิจารณาว่ามีขนาดบางมาก และไม่มีการสูญเสียความร้อนออกจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ส่วนบริเวณส่วนล่างของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้จะใช้ชุดปฏิกิริยา reduction kinetics ร่วมกับแบบจำลองแบบ plug flow reactor โดยการแบ่งปริมาตรควบคุมออกเป็นปริมาตรควบคุมย่อยๆ ในส่วนล่างของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ ปริมาตรควบคุมที่อยู่ตำแหน่งบนสุดจะใช้ค่าอุณหภูมิและส่วนผสมแก๊สที่ได้จากการจำลองแบบสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ ซึ่งใช้ทำนายบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ อัตราการไหลเชิงมวลของแก๊สที่ไหลเข้าสู่ reduction zone คำนวณจากอัตราการไหลเชิงมวลของอากาศรวมกับสัดส่วนมวลของสารระเหยเชื้อเพลิง (volatile component) ที่ได้จากการวิเคราะห์เชื้อเพลิง

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



รูปที่ 3.11 แสดงลักษณะแบ่งปริมาตรควบคุมย่อยของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยา reduction

3.6 การสร้างแบบจำลองสมดุลทางเคมี(Chemical Equilibrium)

แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์เป็นแบบจำลองหนึ่งที่ใช้ทำนายปรากฏการณ์การเผาไหม้ แบบจำลองนี้มีสมมุติฐานเบื้องต้น ได้แก่ ปฏิกิริยาการเผาไหม้มีเวลามากเพียงพอจนถึงจุดสมดุลทางเคมี ปฏิกิริยาเกิดขึ้นเป็นเนื้อเดียวกัน ไม่มีการสูญเสียความร้อน นอกจากการใช้แบบจำลองนี้ทำนายอุณหภูมิและผลิตภัณฑ์สารต่างๆที่ได้จากการเผาไหม้ของเชื้อเพลิงที่อยู่ในสถานะแก๊สแล้ว แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ (Thermodynamics Equilibrium) ยังเป็นที่นิยมใช้ในการทำนายการเผาไหม้ของเชื้อเพลิงแข็งอีกด้วย ในเตาปฏิกิริยาแก๊สซิฟิเคชั่นจะมีปรากฏการณ์แบ่งออกเป็นบริเวณที่ชัดเจน [43] [50] ดังนั้นจึงมีการแบ่งใช้แบบจำลองเฉพาะแบบในบริเวณต่างๆ โดยพิจารณาการถ่ายเทค่าคุณสมบัติแต่ละบริเวณในแบบ plug flow reactor ในการวิจัยนี้มีการใช้แบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ในการทำนายค่าอุณหภูมิและส่วนประกอบผลิตภัณฑ์แก๊สชนิดต่างๆในเฉพาะบริเวณที่มีการเกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงและค่าอุณหภูมิและแก๊สชนิดต่างๆที่เกิดขึ้นในบริเวณนี้จะมีการถ่ายเทด้วยการพัดพาไปสู่บริเวณอื่นๆภายในเตาแก๊สซิฟิเคชั่น สมการการเผาไหม้ของปฏิกิริยาของแก๊สซิฟิเคชั่นสามารถเขียนได้ดังนี้

$$CH_xO_yN_z + m(O_2 + 3.76N_2) \longrightarrow x_1H_2 + x_2CO + x_3CO_2 + x_4H_2O + x_5CH_4 + (z/2 + 3.76m)N_2 \quad (3.34)$$

จากสมการที่ (3.34) เมื่อพิจารณาสมดุลอะตอมคาร์บอนจะได้

$$x_2 + x_3 + x_5 - 1 = 0 \quad (3.35)$$

จากสมการที่ (3.34) เมื่อพิจารณาสมดุลอะตอมไฮโดรเจนจะได้

$$2x_1 + 2x_4 + 4x_5 - x = 0 \quad (3.36)$$

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

จากสมการที่ (3.34) เมื่อพิจารณาสมดุลอะตอมอ๊อกซิเจนจะได้

$$x_2 + 2x_3 + x_4 - y - 2m = 0 \tag{3.37}$$

เมื่อพิจารณาว่าในโซนการเผาไหม้จะเกิด 3 ปฏิกิริยาหลัก ได้แกปฏิกิริยา methannation $(C + 2H_2 \longleftrightarrow CH_4)$ปฏิกิริยา Boudouard $(C + CO_2 \longleftrightarrow 2CO)$ และ ปฏิกิริยา CO shift $(CO + H_2O \longleftrightarrow CO_2 + H_2)$ เมื่อรวมปฏิกิริยา Boudouard กับ ปฏิกิริยา CO shift จะได้เป็นปฏิกิริยา water gas shift ซึ่งการเผาไหม้จะอธิบายได้โดยใช้ปฏิกิริยาสองปฏิกิริยาได้แก่ ปฏิกิริยา water gas shift และ ปฏิกิริยา methannation

เขียนสมการทั้งสองให้อยู่ในรูปแบบของสมการที่เข้าสู่สมดุลทางเคมีเพื่อใช้ในการคำนวณองค์ประกอบของแก๊ส จะได้ว่าค่าคงที่ equilibrium ของปฏิกิริยา watter gas shift สามารถเขียนได้ดังสมการ 3.37 และค่าคงที่ equilibrium ของปฏิกิริยา methanation สามารถเขียนได้ดังสมการ 3.39

$$K_1 = \frac{x_3 x_1}{x_2 x_4} \tag{3.38}$$

$$K_2 = \frac{x_5 x_{total}^2}{x_1} \tag{3.39}$$

เมื่อ x_{total} คือจำนวนโมลทั้งหมดของผลิตภัณฑ์ในสถานะแก๊สในสมการที่ 3.34 ดังนั้นค่า x_{total} สามารถเขียนเป็นสมการได้ดังนี้

$$x_{total} = x_1 + x_2 + x_3 + x_4 + x_5 + \left(\frac{z}{2} + 3.76m\right) \tag{3.40}$$

ค่าคงที่ equilibrium ของปฏิกิริยาใดๆสามารถคำนวณได้จากสมการ 3.41 ค่า standard Gibbs of formation ของสารใดๆ ซึ่งขึ้นอยู่กับอุณหภูมิ สามารถหาได้จากสมการโดยอ้างอิงจาก [41]

$$K_i = e^{-\frac{\Delta G_T^0}{RT}}, i = 1, 2 \tag{3.41}$$

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

อุณหภูมิการเผาไหม้อธิบายได้จากสมการสมดุลเอนทาลปีระหว่างสารตั้งต้นนกับผลิตภัณฑ์ร่วมกับค่าองค์ประกอบของแก๊ส x_1-x_5 สามารถเขียนได้ดังนี้

$$\sum_{i=reactants} x_i h^0_{f,i} = \sum_{j=products} x_j \left(h^0_{f,j} + \Delta h_T \right) \tag{3.42}$$

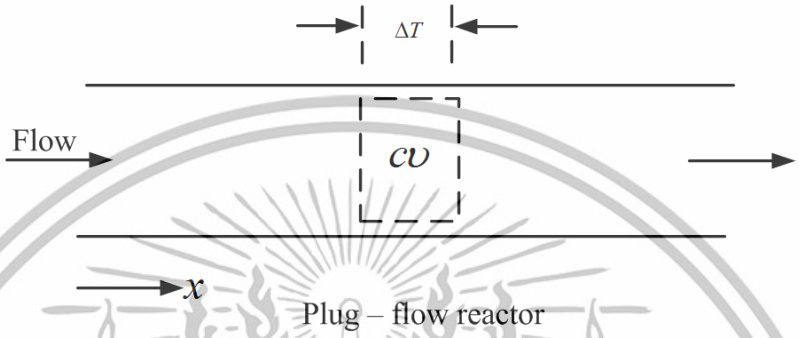
สมการ 3.42 สามารถเขียนกระจายเทอมเมื่อพิจารณาสารต่างๆที่เกี่ยวข้องในการเผาไหม้เชื้อเพลิงแข็ง ตามสมการที่ 3.34 ได้ดังแสดง

$$\begin{aligned} \Delta h^o_{f,feedstock} + m h^o_{f,o_2} + 3.76 m h^o_{f,N_2} = {} & x_1 \left(h^o_{f,H_2} + C_{P,H_2} \Delta T \right) + x_2 \left(h^o_{f,CO} + C_{P,CO} \Delta T \right) \\ & + x_3 \left(h^o_{f,CO_2} + C_{P,CO_2} \Delta T \right) + x_4 \left(h^o_{f,H_2O(vapor)} + C_{P,H_2O(vapor)} \Delta T \right) \\ & + x_5 \left(h^o_{f,CH_4} + C_{P,CH_4} \Delta T \right) + \left(\frac{Z}{2} + 3.76 m \right) \left(h^o_{f,N_2} + C_{P,N_2} \Delta T \right) \end{aligned} \tag{3.43}$$

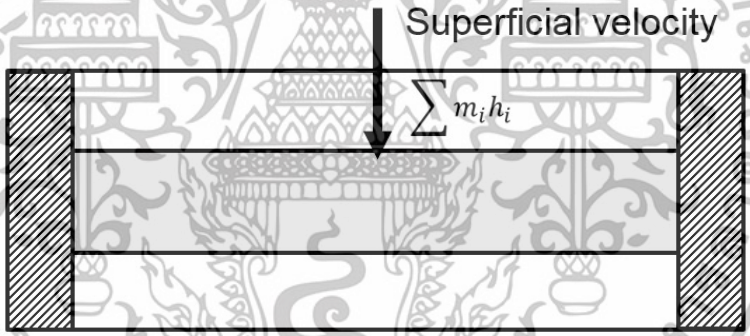
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

3.7 การสร้างแบบจำลอง plug flow reactor

แบบจำลอง plug flow reactor เป็นแบบจำลอง 1 มิติที่ละทิ้งส่วนการถ่ายเทแบบการแพร่ในแนวทิศเดียวกับทิศทางการไหล แบบจำลองสร้างขึ้นมาจากการวิเคราะห์ และสร้างเป็นสมการอนุพันธ์ [9] หรืออาจใช้การแบ่งพื้นที่การคำนวณออกเป็นปริมาตรควบคุมย่อยๆที่มีความหนาแต่ละชั้นที่ระบุได้ได้ดังแสดงในรูปที่ 3.13 [54]



รูปที่ 3.12 แสดงแนวคิดของแบบจำลอง plug flow reactor [9]



รูปที่ 3.13 แสดงปริมาตรควบคุมที่ใช้ในแบบจำลอง plug flow reactor [54]

งานวิจัยนี้ใช้แบบจำลองแบบ plug flow reactor ในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น โดยใช้ค่าเริ่มต้นซึ่งได้แก่ค่าส่วนผสมโดยโมลของแก๊ส และค่าอุณหภูมิที่ได้มาจากการจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ในบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ค่าความเร็วเริ่มต้น (inlet superficial velocity) ได้มาจากการคำนวณตามสมการ 3.11 โดยที่คิดค่า void fraction ของ packed bed ของแกลบตามค่าเฉลี่ยมีค่ากับ 69 สามารถอ้างอิงได้จาก [62] ปฏิกิริยารีดักชั่นทั้งหมดประกอบไปด้วย 4 สมการได้แก่ สมการ 3.44 3.45 3.46 และ 3.47 โดยทีสมการ 3.44 3.45 และ 3.46 เป็นปฏิกิริยาพื้นผิว (char surface reaction) หรือเรียกว่า heterogeneous reaction และสมการ 3.47 เป็นปฏิกิริยาที่เกิดระหว่างแก๊สในภายในโพรงของชิ้นแกลบที่เรียงตัวกันในลักษณะ packed bed ค่าอุณหภูมิและอัตราส่วนโดยมวลของแก๊สที่ปริมาตรควบคุมต่างๆภายในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น สามารถคำนวณได้จากข้อมูลค่าเวลาทำปฏิกิริยาเฉลี่ยในแต่ละชั้นปริมาตรควบคุม

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ปฏิกิริยา-1 Boudouard reaction : $C + CO_2 \Leftrightarrow 2CO \ (172,600\ J/mol)$ (3.44)

ปฏิกิริยา-2 Water-gas combustion : $C + H_2O \Leftrightarrow CO + H_2 \ (131,400\ J/mol)$ (3.45)

ปฏิกิริยา-3 Methane reaction : $C + 2H_2 \Leftrightarrow CH_4 \ (-75,000\ J/mol)$ (3.46)

ปฏิกิริยา-4 Steam reformation : $CH_4 + H_2O \Leftrightarrow CO + 3H_2 \ (206,400\ J/mol)$ (3.47)

$$r_1 = A_1 \exp\left(\frac{-E_1}{RT}\right) \cdot \left(y_{CO2} - \frac{y_{CO}^2}{K_{R1}}\right) \quad (3.48)$$

$$r_2 = A_2 \exp\left(\frac{-E_2}{RT}\right) \cdot \left(y_{H_2O} - \frac{y_{CO} y_{H_2}}{K_{R2}}\right) \quad (3.48)$$

$$r_3 = A_3 \exp\left(\frac{-E_3}{RT}\right) \cdot \left(y_{H_2}^2 - \frac{y_{CH_4}^2}{K_{R3}}\right) \quad (3.49)$$

$$r_4 = A_4 \exp\left(\frac{-E_4}{RT}\right) \cdot \left(y_{H_2O} y_{CH_4} - \frac{y_{H_2}^3 y_{CO}}{K_{R4}}\right) \quad (3.50)$$

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

บทที่ 4
การพัฒนาโปรแกรมคอมพิวเตอร์

ปัญหาส่วนใหญ่ทางวิศวกรรมของไหลความร้อนจำเป็นต้องอธิบายด้วยสมการหลายสมการร่วมกัน สมการที่ใช้ส่วนใหญ่มีความสัมพันธ์ซึ่งกันและกัน (inter-link) จึงทำให้ไม่สามารถหาผลเฉลยของสมการได้ด้วยการหาคำตอบเพียงครั้งเดียว หากแต่จำเป็นต้องมีการหาผลเฉลยของทุกสมการแล้วแทนค่าผลเฉลยใหม่ไที่ได้จากสมการอื่นๆ วนไปซึ่งเรียกว่าการทำซ้ำ (iteration) การทำซ้ำนี้จะต้องทำจนกว่าค่าตัวแปรทุกตัวไม่มีการเปลี่ยนแปลงที่เรียกว่าการลู่เข้าหาคำตอบ หรือระบบมีค่าเศษเหลือ (residual) น้อยกว่าค่าที่กำหนดไว้ การคำนวณแบบนี้สามารถทำได้ด้วยโปรแกรมคอมพิวเตอร์ที่มีการออกแบบแอลกอริทึมที่เหมาะสมเพื่อให้การทำซ้ำลู่เข้าหาคำตอบ เนื้อหาในบทนี้จะมีความต่อเนื่องจากบทที่ 3 โดยจะกล่าวถึง 1.) ขั้นตอนการสร้างโปรแกรมคอมพิวเตอร์ที่ใช้ในการจำลองพลศาสตร์ของไหลของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน 2.) การสร้างโปรแกรมคอมพิวเตอร์ที่ใช้แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ 3.) การสร้างโปรแกรมคอมพิวเตอร์ที่ใช้แบบจำลอง plug flow reactor

4.1 การพัฒนาโปรแกรมแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณสำหรับการเผาไหม้ในวัสดุพรุน

แบบจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่พัฒนาขึ้นเป็นแบบจำลองทางพลศาสตร์ของไหล (Computational Fluid Dynamics) โดยแนวคิดพื้นฐานของการสร้างแบบจำลองได้กล่าวเบื้องต้นในบทที่ 3 เนื่องจากระบบการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนนั้นมีความซับซ้อนทางกายภาพสูง ในการหาคำตอบในการจำลองระบบประกอบไปด้วยสมการการถ่ายเทหลายสมการ และแต่ละสมการมีความสัมพันธ์ซึ่งกันและกัน (interlink) การแก้สมการของระบบไม่สามารถที่จะทำโดยการใช้การแก้สมการด้วยคณิตศาสตร์ทางทฤษฎีได้จึงจำเป็นต้องใช้เทคนิคทางการคำนวณ (Numerical) ร่วมกับการออกแบบระเบียบการทำซ้ำ (iteration) จนกว่าค่าตัวแปรต่างๆที่มีความสัมพันธ์กันในระหว่างสมการการถ่ายเทและสมการสถานะทุกสมการที่พิจารณามีความสอดคล้องกันทุกสมการ หรือเรียกว่าการลู่เข้าหาคำตอบ (convergence) จะเห็นได้ว่า การหาคำตอบในทางปฏิบัติจะทำได้โดยการเขียนโปรแกรมคอมพิวเตอร์เท่านั้น

ในขั้นตอนเบื้องต้นจะเริ่มจากกระบวนการดิสครีไทส์ (Discretization) เพื่อแบ่งโดเมนการคำนวณออกเป็นปริมาตรควบคุมเล็กๆ ขั้นตอนนี้เรียกว่าการแบ่งกริด (Grid generation) จากนั้นทำการแปลงรูปแบบมาตรฐานของสมการการถ่ายเทซึ่งเขียนอยู่ในรูปแบบของสมการอนุพันธ์ (Differential Equation) ให้เป็นระบบสมการเชิงเส้น (System of algebraic equation) ที่สอดคล้องกับโดเมนการคำนวณที่ได้แบ่งออกเป็นปริมาตรเล็กๆ และเลือกใช้แบบแผนการแก้สมการเชิงเส้น (Solver algorithm) ในการออกแบบนี้จะลือกแบบแผนการแก้สมเชิงเส้นแบบ (TDMA: Tri-Diagonal Matrix Algorithm) จากนั้นจะออกแบบการโฟลวชาร์ต (Program flow chart) เพื่อให้สามารถทำกระบวนการทำซ้ำแบบต่อเนื่องจนกว่าจะได้ค่าตัวแปรต่างๆที่มีความสัมพันธ์กันในระหว่างแต่ละสมการการถ่ายเทและสมการสถานะมีความสอดคล้องกันทุกสมการ จึงจะถือว่าค่าตัวแปรต่างๆเป็นคำตอบของระบบการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

เนื้อหาในบทที่ 3 เป็นการสร้างสมการแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ซึ่งอาจอยู่ในรูปสมการอนุพันธ์ที่เรียกว่ามการการถ่ายเท ประกอบไปด้วยเทอมการถ่ายเทโดยการพัดพา การถ่ายเทด้วยการแพร่ และเทอมการก่อกำเนิด ตามรูปแบบมาตรฐาน และมีสมการสถานะหลายสมการร่วมอยู่ในแบบจำลองด้วย สมการการถ่ายเททุกสมการจะทำกระบวนการทำให้ไม่ต่อเนื่อง (discretization) ในเทอมที่เป็นอนุพันธ์ได้แก่เทอมพัดพา และเทอมแพร่ ในที่สุดจะได้สมการเชิงเส้นในรูปแบบมาตรฐาน ตามสมการที่ 3.27 และ 3.28 ซึ่งสามารกำหนดคำนวณค่า ae(ii) aw(ii) ap(ii) และ su(ii) ของทุกๆ ปริมาตรควบคุมย่อยทั้ง 400,000 ปริมาตรควบคุมที่ได้แบ่งไว้ในหัวข้อ 3.2.5 ได้ ซึ่งในโปรแกรมจะสร้างตัวแปร ae(ii) aw(ii) ap(ii) และ su(ii) ในรูปของตัวแปรอะเรย์ ซึ่งถ้าเป็นปัญหา 2 หรือ 3 มิติ จะเป็นอะเรย์ในรูปเมตริกซ์ (matrix) ในกรณีนี้เป็นปัญหา 1 มิติ ตัวแปรจะเป็นรูปของเวกเตอร์

ในขั้นตอนการระบุค่า ae(ii) aw(ii) ap(ii) และ su(ii)ซึ่งเป็นค่าคงที่ของสมการเชิงเส้นนั้น จะแบ่งเป็น 3 ขั้นตอนคือ

1.) ระบุค่าคงที่การพัดพา (convective coefficient) ตามรูปสมการที่จัดได้

2.) ระบุระบุค่าคงที่การแพร่ (diffusive coefficient) ตามรูปสมการที่จัดได้

3.) ระบุค่า ae(ii) aw(ii) ap(ii) และ su(ii)

ตัวอย่างในวิทยานิพนธ์นี้จะแสดงขั้นตอนการพัฒนาโปรแกรมในส่วนของสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนเท่านั้น สมการการถ่ายเทอื่นๆที่พิจารณาในแบบจำลองสามารถทำได้ในขั้นตอนแบบเดียวกันดังนี้

ขั้นตอนที่ 1 ของสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนสามารถทำได้โดยการเทียบสัมประสิทธิ์ของสมการถ่ายเทรูปแบบมาตรฐาน กับเทอมของสมการการถ่ายเททีพิจารณา ซึ่งรูปแบบมาตรฐานของเทอมการพัดพา มีรูปแบบมาตรฐานของเทอมอนุพันธ์เป็น $\frac{d}{dx}(\rho u\phi)$ เทอมการพัดพาของสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนเขียนได้ดังนี้ $\dot{m}C_{p,g}\frac{dT_g}{dx}$ เมื่อเทียบกับเทอมมาตรฐานจะได้ว่า $\Gamma = \dot{m}C_{p,g}$ ซึ่งคือค่าคงที่การพัดพา และ ค่าคุณสมบัติ $\Phi = T_g$

$\dot{m}C_{p,g}\frac{dT_g}{dx}$

```
% Convective mass flux per unit area of N of " East cell "
for ii = 1 : n
    FTFE(ii)= RHOE(ii)*VXE(ii)*s*(VOIDF)*CP(ii) ;
end
% Convective mass flux per unit area of N of " West cell "
for ii = 1 : n
    FTFW(ii)= RHOW(ii)*VXW(ii)*s*(VOIDF)*CP(ii) ;
end
```

รูปที่ 4.1 แสดงขั้นตอนการระบุค่าคงที่การพัดพาของสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

จากสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน (3.8) ที่เขียนในบทที่ 3 ขั้นตอนแรกจะทำการระบุค่าคงที่การพัดพาในโปรแกรมคอมพิวเตอร์ ค่าคงที่การพัดพาเป็นคุณสมบัติของพื้นที่หน้าตัด จึงต้องระบุแยก ซึ่งในโปรแกรมใช้ชื่อตัวแปรว่า FTFE(ii) สำหรับค่าคงที่เทอมการพัดพาของสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนในพื้นที่หน้าตัดในทิศฝั่งตะวันออกของปริมาตรควบคุมที่พิจารณา และ FTFW(ii) สำหรับค่าคงที่เทอมการพัดพาของสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนในพื้นที่หน้าตัดในทิศฝั่งตะวันตกของปริมาตรควบคุมที่พิจารณา โดยอ้างอิงการกำหนดทิศตามรูปที่ 3.3 ในบทที่ 3 ตัวแปรนี้มีการระบุเป็นเวกเตอร์ โดยที่ค่าของ ii ที่อยู่ในวงเล็บ แสดงถึงหมายเลขของปริมาตรควบคุมซึ่งในกรณีนี้ประกอบไปด้วย 400,000 ปริมาตรควบคุม ปริมาตรควบคุมหมายเลข 1 อยู่ด้านซ้ายสุด แสดงในรูปที่ 3.2 เรียงกันจนถึงปริมาตรควบคุมหมายเลข 400,000 ที่ขอบบริเวณทางออกของห้องเผาไหม้

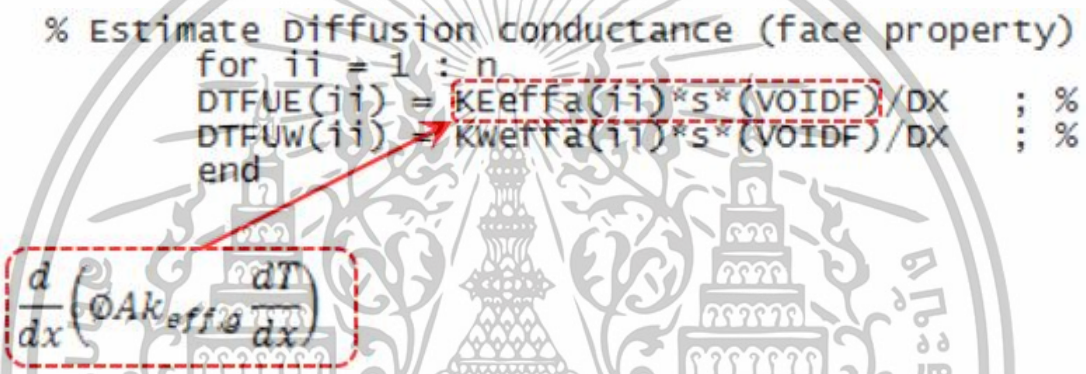
ตัวแปร RHOW(ii) และ RHOE(ii) เป็นค่าความหนาแน่นของแก๊สในโพรงวัสดุพรุนที่ตำแหน่งพื้นที่หน้าตัดฝั่งตะวันตก และตะวันออกตามลำดับ ซึ่งมีค่าขึ้นอยู่กับความเข้มข้นของแก๊สแต่ละชนิดและค่าอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนในปริมาตรควบคุมหมายเลขใดๆที่พิจารณา ซึ่งถูกคำนวณมาจากสมการที่ 3.12 ใน subroutine ที่คำนวณค่าสมการสถานะ ค่าตัวแปร VXW(ii) และ VXE(ii) เป็นค่าความเร็วแก๊สคำนวณจากสมการสถานะสมการที่ 3.11 ตัวแปร s คือพื้นที่หน้าตัดของปริมาตรควบคุมซึ่งในกรณีปัญหา 1 มิติจะระบุให้มีค่าเท่ากับ 1 ตัวแปร VOIDF คือค่า void fraction ของวัสดุพรุน และค่า CP(ii) คือค่าความจุความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนซึ่งมีค่าขึ้นอยู่กับความเข้มข้นของส่วนประกอบของแก๊สแต่ละชนิดและอุณหภูมิ คำนวณมาจากสมการสถานะ

พบว่ามีอีกเทอมที่อยู่ในรูปแบบของการพัดพาได้แก่เทอมของการถ่าเทความร้อนเนื่องจากการแพร่ของสารชนิดต่างๆ ซึ่งจะดำเนินการในแบบเดียวกันกับที่กล่าวมาแล้ว และนำค่าคงที่การพัดพามารวมกันดังแสดงในรูปที่ 4.2

$$\emptyset A \sum_k \rho_g C_{p,k} V_k \frac{dT_g}{dx}$$

```
%%%
```

ขั้นตอนที่ 2 ระบุค่าคงที่การแพร่ซึ่งมีที่มาจากสมการ 3.8 ในบทที่ 3) จากการจัดรูปสมการการถ่ายเทที่เขียนในรูปแบบสมการอนุพันธ์มาตรฐานซึ่งสามารถเขียนได้ดังนี้ $\frac{d}{dx}(\Gamma\frac{d\phi}{dx})$ เมื่อทำกระบวนการ discretization แล้วค่าสัมประสิทธิ์การแพร่เขียนได้ดังนี้ $D_w = \frac{\Gamma_w}{\delta x_{WP}}$ และ $D_e = \frac{\Gamma_e}{\delta x_{PE}}$ ดังนั้นจากการเปรียบเทียบรูปแบบเทอมสมการการถ่ายเทในรูปแบบสมการอนุพันธ์มาตรฐานกับสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุนที่สร้างขึ้นในบทที่ 3 จะได้ว่า $\frac{d}{dx}(\Gamma\frac{d\phi}{dx}) = \frac{d}{dx}(\phi Ak_{eff,g}\frac{dT}{dx})$ เมื่อเปรียบเทียบกันจะได้ว่า $\Gamma = (\phi Ak_{eff,g})$ และ $\Gamma = \phi$ ดังนั้นระบุค่าคงที่การแพร่ได้แสดงดังรูปที่ 4.3



รูปที่ 4.3 แสดงขั้นตอนการระบุค่าคงที่การแพร่ของสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน

ขั้นตอนที่ 3 ระบุค่าคงที่ ae(ii) aw(ii) ap(ii) และ su(ii) ซึ่งหาได้จากกระบวนการจัดรูปซึ่งได้แสดงไว้ในบทที่ 3 ในหัวข้อที่ 3.2.6 ในกรณีงานวิจัยนี้ค่าคงที่ของแต่ละปริมาตรควบคุมที่ไม่อยู่ติดขอบจะอยู่ในรูปแบบเดียวกันหมดเนื่องจากขนาดของปริมาตรควบคุมเท่ากันหมด ดังนั้นจึงระบุค่าจากปริมาตรควบคุมหมายเลข 1 ถึงหมายเลข 400,000 เหมือนกัน ดังแสดงในรูปที่ 4.4 ข้อสังเกตุคือเมื่อจัดรูปแล้วจะปรากฏเทอมการก่อกำเนิดขึ้นมาสามเทอม ได้แก่ HEATPR(ii) คือ เทอมก่อกำเนิดความร้อนเนื่องจากการเผาไหม้แก๊สโพรเพน HEATBU(ii) คือ เทอมก่อกำเนิดความร้อนเนื่องจากการเผาไหม้แก๊สบิวเทน และ SOURCETF(ii) คือ เทอมก่อกำเนิดความร้อนจากการพัดพาความร้อนเนื่องจากอุณหภูมิที่แตกต่างกัน (thermal in-equilibrium) ระหว่างของแข็งวัสดุพรุนกับแก๊สในโพรงวัสดุพรุน

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

```
% Define AW(I) AE(I) SU(I)SP(I)for internal cell
  for ii = 1 : n
  AWTFU(ii)= DTFUW(ii)+FTFW(ii) ;
  AETFU(ii)= DTFUE(ii)          ;
  SUTFU(ii)= -(HEATPR(ii)+HEATBU(ii)) + SOURCETF(ii) ;
  SPTFU(ii)= 0                  ;
  end
% Define AP(I) for internal cell
  for ii = 1:n
  APTFU(ii)= AWTFU(ii)+AETFU(ii)+(FTFE(ii)-FTFW(ii))-SPTFU(ii) ;
  end
```

แสดงเทอมการก่อกำเนิด

รูปที่ 4.4 แสดงขั้นตอนการระบุค่าสัมประสิทธิ์ของสมการเชิงเส้นเมื่อจัดรูปสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุนให้อยู่ในรูปแบบมาตรฐานของปริมาตรควบคุมภายในทั้งหมด

ขั้นตอนที่ 4 ระบุค่า ap ae aw su และ sp ของปริมาตรควบคุมที่อยู่ที่ขอบทั้งสองด้าน ได้แก่ปริมาตรควบคุมหมายเลข 1 และหมายแลข 400,000 การระบุเงื่อนไขขอบทำได้โดทั่วไป 2 วิธี คือค่าคุณสมบัติคงที่ หรือค่าความชันหรือเกรเดียนท์ของค่าคุณสมบัติคงที่ [59]

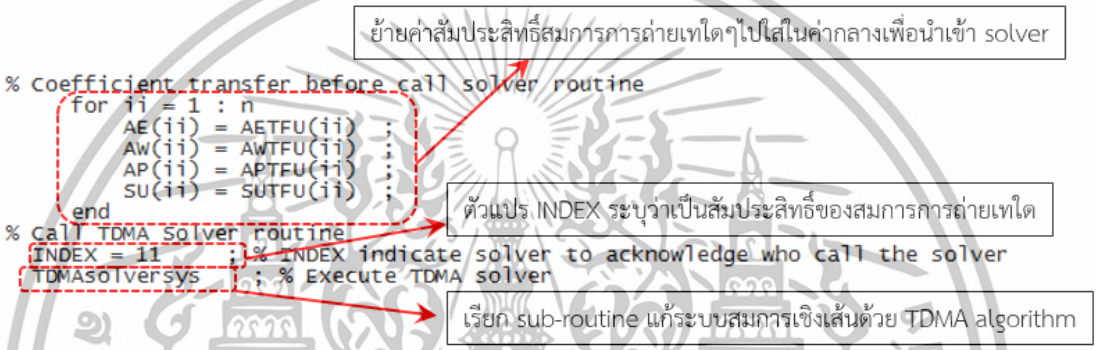
```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% INLET BOUNDARY CONDITION %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Fix convection inlet energy transport %
% Overwrite for inlet boundary cell (ii=1 cell)
   FTFIN = RHOIN * VXEIN *s*((VOIDF)) * CP(1)  ;
% Define AW(I) AE(I) SU(I) SP(I) for inlet boundary cell
   AWTFU(1)= 0                  ;
   AETFU(1)= DTFUE(1)           ;
   SUTFU(1)= ((2*DTFUE(1)+FTFIN)* TXFIN) + -(HEATPR(1)+HEATBU(1))+ SOURCETF(1);
   SPTFU(1)= -(2*DTFUE(1)+FTFE(1)) ;
% Define AP(I) for inlet boundary cell (ii=1 cell)
   APTFU(1)=AWTFU(1)+AETFU(1)+(FTFE(1)-FTFW(1))-SPTFU(1)     ;

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% OUTLET BOUNDARY CONDITION %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Fix diffusion outlet energy transport = 0 ( Zero gradient )
% Overwrite for outlet boundary cell (ii=n cell)
% Define AW(I) AE(I) SU(I) SP(I) for outlet boundary cell
     AWTFU(n)= FTFW(n)+DTFUW(n)  ;
     AETFU(n)= 0                 ;
     SUTFU(n)= -(HEATPR(n)+HEATBU(n))+ SOURCETF (n)    ; % Thermal in-equiibrium
     SPTFU(n)= 0                 ;
  % Define AP(I) for outlet boundary cell (ii=n cell)
     APTFU(n)=AWTFU(n)+AETFU(n)+(FTFE(n)-FTFW(n))-SPTFU(n)   ;
```

รูปที่ 4.5 แสดงขั้นตอนการระบุค่าสัมประสิทธิ์ของสมการเชิงเส้นเมื่อจัดรูปสมการการถ่ายเทพลังงานของแก๊สในโพรงวัสดุพรุนให้อยู่ในรูปแบบมาตรฐานของปริมาตรควบคุมที่ขอบ

ขั้นตอนที่ 5 เป็นการแก้ระบบสมการเชิงเส้นที่แปลงรูปมาจากสมการการถ่ายเท โดยมีการจัดรูปให้อยู่ในรูปแบบมาตรฐานตามสมการที่ 3.27 และ 3.28 ระบบสมการเชิงเส้นที่เขียนในรูปมาตรฐานสามารถแก้ระบบสมการด้วยกรรมวิธี TDMA (Tri Diagonal Matrix Algorithm) [59] ซึ่งสามารถเขียนขั้นตอนการแก้ระบบสมการด้วยโปรแกรมคอมพิวเตอร์ได้โดยง่าย เนื่องจากทุกสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติจะผ่านกระบวนการ discretization ซึ่งแปลงสมการอนุพันธ์ให้อยู่ในระบบสมการเชิงเส้น (system of algebraic equation) ซึ่งเขียนได้ในรูปแบบมาตรฐานแบบเดียวกัน TDMA algorithm เป็นกระบวนการที่ออกแบบมาเพื่อแก้ระบบสมการเชิงเส้น (solver) ที่เขียนอยู่ในรูปมาตรฐานตามรูปแบบสมการ 3.27 และ 3.28 โดยที่รับค่าอินพุทเป็นค่าสัมประสิทธิ์ ae(ii) aw(ii)

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ap(ii) และ su(ii) ดังนั้น หลังจากการ update ค่าสัมประสิทธิ์ของสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติใดๆ แล้วจึงทำการย้ายค่าตัวแปรของสัมประสิทธิ์ ไปที่ตัว ae(ii) aw(ii) ap(ii) และ su(ii)ดังแสดงชุดคำสั่งในรูปที่ 4.6 เพื่อใช้ TDMA algorithm ในการหาผลเฉลยของระบบสมการเชิงเส้น TDMA solver algorithm จึงเขียนเป็น subroutine ที่ใช้ร่วมกันในทุกสมการการถ่ายเทที่พิจารณาในแบบจำลองที่สร้างขึ้น ดังนั้นโปรแกรมจึงถูกออกแบบให้มีตัวแปร INDEX เพื่อใช้ระบุว่าสมการการถ่ายเทใดที่เรียกใช้ subroutine TDMA เพื่อที่จะได้ใส่ค่าตัวแปรของค่าคำตอบที่ถูกต้อง ตังอย่างเช่นถ้าสมการการถ่ายเทความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนเป็นสมการที่เรียกใช้ subroutine TDMA ค่าของคำตอบระบบสมการเชิงเส้นจะส่งค่าคำตอบกลับมาเป็นค่าอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนที่ตำแหน่งต่างๆในพื้นที่การคำนวณ ซึ่งโปรแกรมใช้ชื่อตัวแปรว่า TXF(ii) ดังแสดงในรูปที่ 4.7 และรูปที่ 4.8 เป็นต้น



รูปที่ 4.6 แสดงขั้นตอนการการย้ายค่าสัมประสิทธิ์ก่อนแก้ระบบสมการเชิงเส้น

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% TDMA SOLVER ROUTINE ( Could optional write in other script file )
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Coefficient transfer to define BETAJ, DELTAJ, ALPHAJ, CJ (property coefficient )
% Initialization all variables

        for ii = 1 : n
              BETA (ii) = 0  ;
              ALPHA(ii) = 0  ;
              DELTA(ii) = 0  ;
                 C(ii) = 0  ;
               PROP(ii) = 0  ; % Clear PROP variable
        end

% Coefficiet transfer
        for ii = 1 :n
        % same array position of ii
              ALPHA(ii) = AE(ii) ;
              BETA(ii)  = AW(ii) ;
              DELTA(ii) = AP(ii) ;
              C(ii)     = SU(ii) ;
         end

% Calc for A(J) and CPRI(J)
      % Special treatment on first array A(1) calculation
                A(1) = (ALPHA(1)/(DELTA(1))) ;
              CPRI(1) = (C(1)/DELTA(1))      ;
       % Calc A(J) CRI(J) for 2 to n array position
        for ii = 2 : n
              A(ii)    = (ALPHA(ii)/(DELTA(ii)-BETA(ii)*A(ii-1)))  ;
              CPRI(ii) = ((BETA(ii)*CPRI(ii-1))+C(ii))/(DELTA(ii)-(BETA(ii)*A(ii-1))) ;
        end

% Back-substitution for property solution on each cell center
      % Special assign property PROP(ii+1) to prevent error
           PROP(n+1) = 0   ; % Special assign to prevent error
       for ii = n :-1 : 1      % First : Increment : Last
          PROP(ii) = (A(ii)*PROP(ii+1))+CPRI(ii)  ;
       end
```

ขั้นตอนสุดท้ายของ TDMA algorithm จะได้ค่า prop(ii) ซึ่งคือค่าคุณสมบัติที่กระจายอยู่ในปริมาตรควบคุม (ii) ใดๆ พื้นที่การคำนวณ

รูปที่ 4.7 แสดงขั้นตอนการการแก้ระบบสมการเชิงเส้นด้วยวิธีมาตรฐานแบบ TDMA

```
if INDEX == 11                % INDEX = 11
      for ii = 1 : n
        TXF(ii) = PROP(ii) ; % transfer solved property to TXF(ii) gas temperature field
      end
   end
if INDEX == 12                % INDEX = 12
      for ii = 1 : n
        TXS(ii) = PROP(ii) ; % transfer solved property to TXS(ii) solid temperature field
      end
   end
```

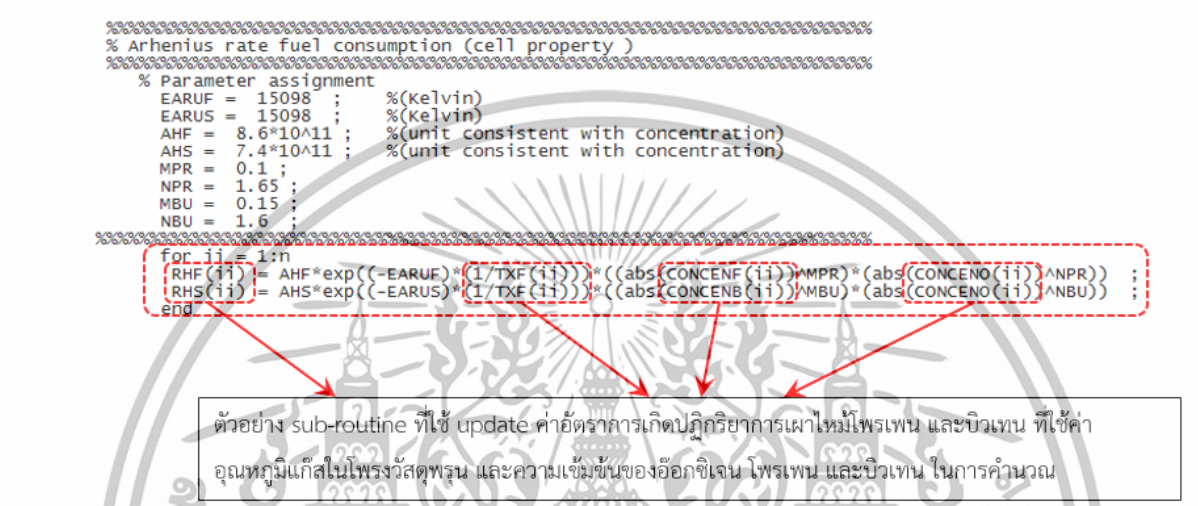
นำค่า property(ii) ที่ได้จากการแก้ระบบสมการเชิงเส้นไปใส่ให้กับค่าตัวแปรของสมการที่มีการเรียกโดยดูจากค่า INDEX ที่ระบุก่อนหน้านี้ กรณีตัวอย่างนี้จะคืนค่าให้กับตัวแปร TXF(ii) คือค่าอุณหภูมิของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน ที่ปริมาตรควบคุม (ii) ใดๆในพื้นที่การคำนวณ

รูปที่ 4.8 แสดงขั้นตอนการส่งคำตอบที่ได้จากการแก้ระบบสมการเชิงเส้นไปใส่ให้กับค่าคุณสมบัติที่สอดคล้องกับสมการที่เรียก solver

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

4.1.1 ชุดสมการสถานะ (calorific equation of state)

สมการสถานะเป็นสมการที่อยู่ในรูปการคำนวณโดยทั่วไปที่ไม่มีเทอมอนุพันธ์เข้ามาเกี่ยวข้อง ซึ่งเป็นฟังก์ชั่นของสถานะของค่าคุณสมบัติต่างๆในสนามการไหล เช่น ความดัน อุณหภูมิ หรือความเข้มข้นของสารใดๆ เป็นต้น ค่าคุณสมบัติต่างๆในสนามการไหลสามารถหาได้จากการหาคำตอบของสมการการถ่ายเทด้วยวิธีที่ได้กล่าวมาในหัวข้อก่อนหน้านี้ ดังนั้นชุดสมการสถานะทั้งหมดจะสามารถหาค่าได้โดยการ update ค่าคุณสมบัติในสมการสถานะที่ปริมาตรควบคุม (ii) ใดๆในพื้นที่การคำนวณ



รูปที่ 4.9 แสดงขั้นตอนการคำนวณค่าอัตราการเกิดปฏิกริยาโดยใช้ค่าคุณสมบัติในปริมาตรควบคุมต่างๆที่อยู่ในรอบปัจจุบัน

ตัวอย่างการคำนวณค่าสมการสถานะเช่นการคำนวณค่าอัตราการเกิดปฏิกริยาการเผาไหม้เชื้อเพลิงโพรเพน และบิวเทนตามสมการการเผาไหม้ 3.13 และ 3.14 ที่ได้แสดงในบทที่สาม การคำนวณอัตราการเผาไหม้เมื่อระบุให้ตัวแปร RHF(ii) คืออัตราการเผาไหม้โพรเพน และ RHS(ii) คืออัตราการเผาไหม้บิวเทน ต้องใช้ค่าคุณสมบัติของความเข้มข้นโพรเพน ความเข้มข้นบิวเทน และค่าอุณหภูมิแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนดังแสดงในรูปที่ 4.9 ชุดสมการสภานะทั้งหมดที่ใช้ในแบบจำลองจะถูกวางไว้หลังจากการแก้ชุดสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติ และมีการ update ค่าทุกรอบของการทำซ้ำ (iteration)

4.1.2 กระบวนการผ่อนปรน (relaxation factor)

ในการวนทำซ้ำ (iteration) นั้นค่าตัวแปรจะมีค่าที่เปลี่ยนไปในแต่ละรอบ ซึ่งถ้าค่าตัวแปรมีการเปลี่ยนแปลงที่รุนแรงมาก อาจทำให้เกิดการลู่ออกขึ้น (divergence) โดยเฉพาะระบบการจำลองการเผาไหม้ซึ่งมีเทอมของฟังก์ชั่นเอกซ์โพเนนเชียลได้แก่สมการสถานะที่ใช้คำนวณอัตราการเกิดปฏิกริยาโดยใช้กฎของอาร์ฮีเนียส ทำให้การการเปลี่ยนแปลงของตัวแปรต่างๆในระบบมีพฤติกรรมที่รุนแรง ดังนั้นจึงต้องมีกระบวนการผ่อนปรน (relaxation) เพื่อช่วยให้ระบบมีความเสถียรและลู่เข้าหาคำตอบ (convergence) ในระหว่างขั้นตอนการทำซ้ำ

กระบวนการผ่อนปรนจะทำทุกครั้งที่ได้ค่าคุณสมบัติใดๆมาจากการแก้สมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติ ในกระบวนการผ่อนปรนจะทำการเก็บค่าคุณสมบัติจากการทำซ้ำรอบที่ผ่านมา แล้วมาหาผลต่างกับผลลัพธ์ของค่าคุณสมบัติที่ได้จากการแก้สมการการถ่ายเทรอบปัจจุบัน จากนั้นคูณด้วยค่า

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ผ่อนปรน (relaxation factor) แล้วจึงนำค่าที่ได้ ไปบวกกับค่าคุณสมบัติจากรอบที่ผ่านมา แล้วจึง update ค่าคุณสมบัติในรอบปัจจุบันอีกครั้ง

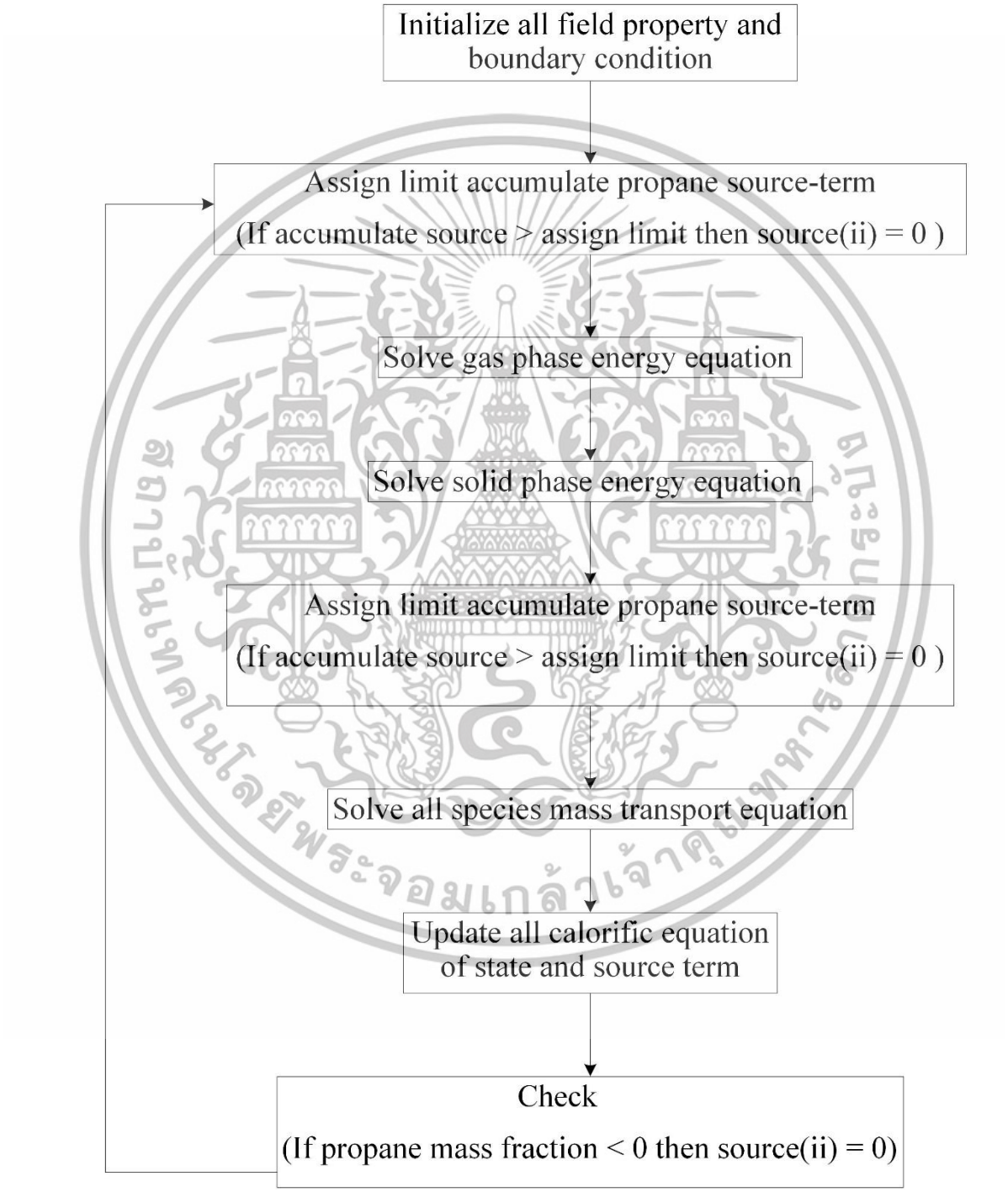
```
%%%%%%%%%%%%%%%% PRE-RELAXATION PROCEDURE FOR TXF(II) %%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Initial Relaxation factor value
RELAXF = 0.015                ;  % 0.006
% Transfer solved TXS(ii) to TXSTEMPORARY(ii) variable (last solved TXS from couplingroutine )
    for ii = 1 : n
       TXFTEMPORARY(ii) = TXF(ii)    ;
    end


%%%%%%%%%%%%%%%% Relaxation procedure B4 update source %%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Find " delta " of updated TXS(ii) and last update one TXSTEMPORARY (ii)
for ii = 1 : n
  DELTAF(ii)  = TXF(ii)- TXFTEMPORARY(ii) ;
end

% Multiply " DELTA " by " RELAX " the relaxation factor
for ii = 1 : n
  DELTAF(ii) = RELAXF*DELTAF(ii) ;
end

% Re-updated to TXS(ii) for source calculation
for ii = 1 : n
  TXF(ii) = DELTAF(ii) + TXFTEMPORARY(ii) ;
end
```

รูปที่ 4.10 แสดงขั้นตอนการทำกระบวนการผ่อนปรนในแต่ละรอบการทำซ้ำ

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

4.1.3 แผนผังการรันโปรแกรม

เมื่อนำขั้นตอนต่างๆที่ได้กล่าวมาออกแบบ flow chart ของโปรแกรมโดยมีการเสริมขั้นตอนการตรวจสอบพิเศษที่เหมาะสม อย่างเช่นการตรวจสอบปริมาณเชื้อเพลิงทั้งหมดที่บริโภคในทุกๆ ปริมาตรควบคุมจะต้องมีค่าไม่เกินปริมาณเชื้อเพลิงที่ไหลเข้ามาเป็นต้น จะทำให้ได้โปรแกรมที่มีความเสถียรในการหาคำตอบของแบบบจำลองที่มีความซับซ้อนทางกายภาพได้



รูปที่ 4.11 แสดงขั้นตอนการรันโปรแกรมแบบจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณที่ใช้กับการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกริยา

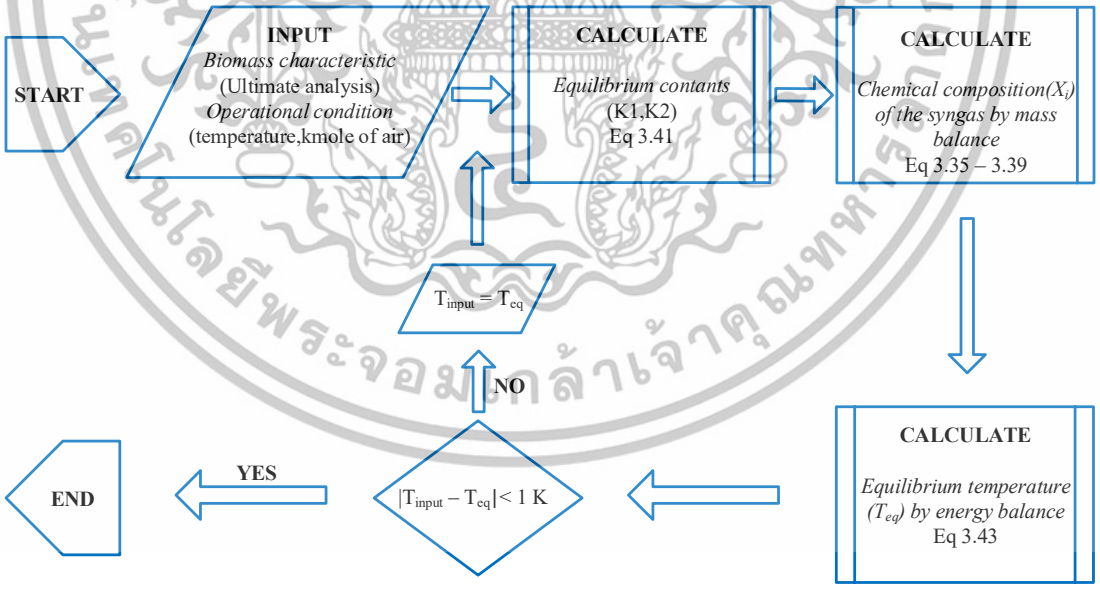
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

4.2 การพัฒนาโปรแกรมแบบจำลองสมดุลเทอร์โมไดนามิกส์ (Thermodynamic Equilibrium modeling)

ในขั้นตอนการหาคำตอบของแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ต้องมีการทำซ้ำระหว่างสมการสมดุลพลังงาน และระบบสมการสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ซึ่งไม่ได้อยู่ในรูปสมการเชิงเส้น การทำซ้ำจะทำจนกว่าค่าอุณหภูมิที่ได้มีค่าแตกต่างจากค่าอุณหภูมิจากรอบก่อนหน้านี้อยู่ในค่าที่ยอมรับได้ คำตอบที่ได้จะเป็นค่าอุณหภูมิและส่วนประกอบแก๊สที่บริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้

4.3 การพัฒนาโปรแกรมแบบจำลอง plug flow reactor

การพัฒนาโปรแกรมแบบจำลอง plug flow reactor สามารถทำได้โดยตรง (direct solution) โดยไม่ต้องมีการทำซ้ำ (iteration) ในระหว่างกระบวนการ การคำนวณเริ่มจากการประมาณอัตราการไหลโดยมวล ค่าอุณหภูมิ และส่วนประกอบของแก๊สได้จากแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ จากนั้น 1.) คำนวณหา residence time จากข้อมูลความเร็วที่ได้จากอัตราการไหลโดยมวล 2.) คำนวณหาอัตราการเกิดปฏิกิริยา 3.) คำนวณหาอัตราการบริโภคของแก๊สแต่ละชนิดที่พิจารณาและอัตราการดูดหรือคายความร้อน จากอัตราการเกิดปฏิกิริยาและ residence time ที่ได้คำนวณไว้ 5.) คำนวณส่วนประกอบและอุณหภูมิแก๊สที่ทางออกของปริมาตรควบคุมที่แบ่งไว้ จากนั้นนำค่าที่ได้เป็นค่าที่ทางเข้าของปริมาตรควบคุมที่อยู่ถัดลงไป และทำวนในขั้นตอนที่ 1 ถึง 4 จนกว่าจะครบจำนวนปริมาตรควบคุมที่แบ่งไว้



รูปที่ 4.12 แสดงขั้นตอนการรันโปรแกรมแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ที่ใช้ทำนายบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

บทที่ 5
อุปกรณ์การทดลองและเงื่อนไขการจำลอง

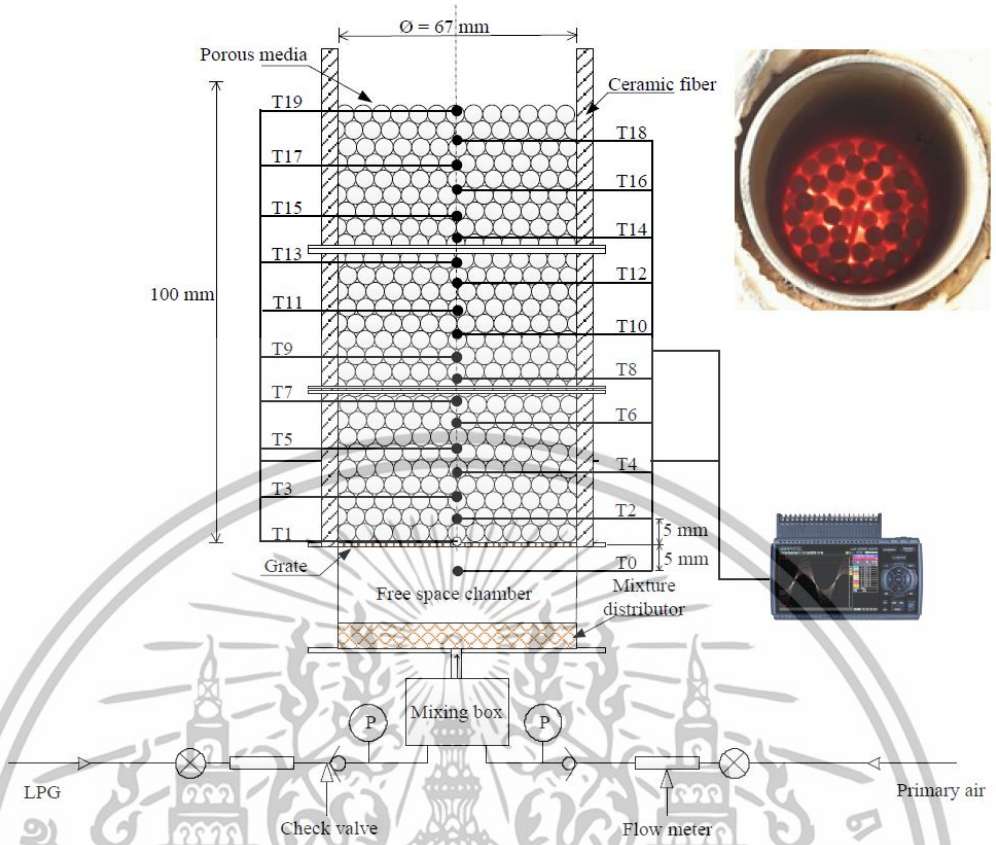
บทนี้แสดงถึงชุดอุปกรณ์และรายละเอียดเครื่องมือวัดที่ใช้ในการทดลอง รวมถึงเงื่อนไขในการทดลองและเงื่อนไขขอบ (boundary condition) ของการจำลอง

5.1 รายละเอียดชุดทดลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน

5.1.1 ชุดการทดลอง

ชุดทดสอบการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน แสดงในรูปที่ 5.1 ระบบประกอบด้วยห้องเผาไหม้ทรงกระบอกทำด้วยสเตนเลสสตีลสูง 100 มิลลิเมตร และมีขนาดเส้นผ่านศูนย์กลาง 67 มิลลิเมตรห้องเผาไหม้ถูกหุ้มด้วยเซรามิคไฟเบอร์หนา 5 เซนติเมตร ในส่วนล่างสุดเป็นส่วนของตัวกระจายเชื้อเพลิง (Mixture distributor) ซึ่งประกอบด้วยเศษกลึงของโลหะทำหน้าที่กระจายส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงให้มีลักษณะการไหลที่สมมูลตลอดหน้าตัด (uniform flow) ของทรงกระบอกก่อนเข้าสู่ตะแกรงบรรจุวัสดุพรุน มีการเว้นระยะว่างเป็นระยะ 5 มิลิเมตรเหนือตัวกระจายส่วนผสมเชื้อเพลิงซึ่งในบริเวณนี้มีการติดตั้งเทอร์โมคัปเปิ้ลเพื่อใช้วัดอุณหภูมิของส่วนผสมก่อนเข้าสู่ส่วนของวัสดุพรุน บริเวณด้านบนของตะแกรงถูกบรรจุด้วยอลูมิน่าทรงกลมขนาดเส้นผ่านศูนย์กลาง 10 มิลลิเมตรเรียงตัวแบบสุ่ม (random packed) เป็นระยะความสูง 100 มิลลิเมตร ในส่วนการจัดการส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศก่อนเข้าสู่ห้องเผาไหม้ทรงกระบอก ประกอบด้วยท่อ LPG และท่ออากาศ ซึ่งแก๊สจะถูกผสมกันที่ห้องผสม (mixing chamber) มีการติดตั้งโรตามิเตอร์ที่สามารถวัดและปรับอัตราการไหลของ LPG และอากาศก่อนเข้าสู่ห้องผสม ห้องผสมถูกออกแบบให้ LPG และอากาศผสมเป็นเนื้อเดียวกันก่อนไหลเข้าสู่ตัวกระจายเชื้อเพลิง มีการติดตั้งเทอร์โมคัปเปิ้ลแบบ Type k จำนวน 20 ตัว (T0-T19) ดังแสดงในรูปที่ 5.2 (ก) เทอร์โมคัปเปิ้ล T0 ติดตั้งบริเวณพื้นที่ว่างระหว่างตัวกระจายเชื้อเพลิง และตะแกรงบรรจุวัสดุพรุน เทอร์โมคัปเปิ้ล T1 ถึง T19 ใช้วัดการกระจายอุณหภูมิภายในวัสดุพรุน มีระยะห่าง 5 มิลลิเมตรระหว่างเทอร์โมคัปเปิ้ลแต่ละตัวเพื่อให้สามารถวิเคราะห์ความยาวเปลวไฟ (flame length) ได้อย่างละเอียด ค่าอุณหภูมิจากเทอร์โมคัปเปิลทุกตัวถูกบันทึกโดย GRAPHTECH Logger GL840

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



รูปที่ 5.1 แสดงแผนภาพอุปกรณ์ต่างๆ และลักษณะของห้องเผาไหม้

(ก) (ข)

รูปที่ 5.2 แสดงชุดทดลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่เกิดปฏิกิริยา

5.1.2 ขั้นตอนการทดลอง

การเตรียมชุดทดลองเริ่มต้นโดยใส่เม็ดอลูมินาเซรามิคกลมขนาด 10 มิลลิเมตรลงในห้องเผาไหม้ทรงกระบอก จนกว่าจะได้ความสูง 100 มิลลิเมตรวัดจากตะแกรง โดยเม็ดอลูมินาเซรามิกจะจัดเรียงตัวเองลงบนตะแกรงที่วางไว้ในส่วนล่างของห้องเผาไหม้ดังแสดงในรูปที่ 5.2 (ข) เปิดวาวล์ควบคุมการไหลของอากาศไว้ที่ 20 ลิตรต่อนาทีและปรับแต่งวาวล์ควบคุมการไหลเชื้อเพลิงเพื่อให้ได้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงที่อีควิวาเลนท์ 0.6 โดยประมาณ เพื่อให้เปลวไฟสามารถรักษาเสถียรภาพในบริเวณห้องว่าง (Free space chamber) ระหว่างตัวกระจายเชื้อเพลิงและตะแกรงได้ จากนั้นทำการเปิดระบบบันทึกค่าอุณหภูมิ และดำเนินการจุดติดเชื้อเพลิงด้วยหัวเผาไหม้ขนาดเล็กที่ด้านบนสุดของทรงกระบอก เปลวไฟจะลามย้อนกลับจากด้านบนสุดลงมารักษาเสถียรภาพไว้เหนือตัวกระจายเชื้อเพลิงที่ส่วนล่างสุดของห้องเผาไหม้โดยสังเกตุจากค่าเทอร์โมคัปเปิ้ล T0 จะมีค่าสูง จากนั้นรอจนเม็ดอลูมิน่าทั้งหมดมีอุณหภูมิสูงถึง 800 เคลวิน โดยสังเกตุจากค่า T1 ถึง T19 ในขั้นตอนสุดท้ายจึงปรับค่าอัตราการไหลเชื้อเพลิงเพื่อให้ได้ค่าสัดส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงตามที่ต้องการในการทดสอบแต่ละกรณี

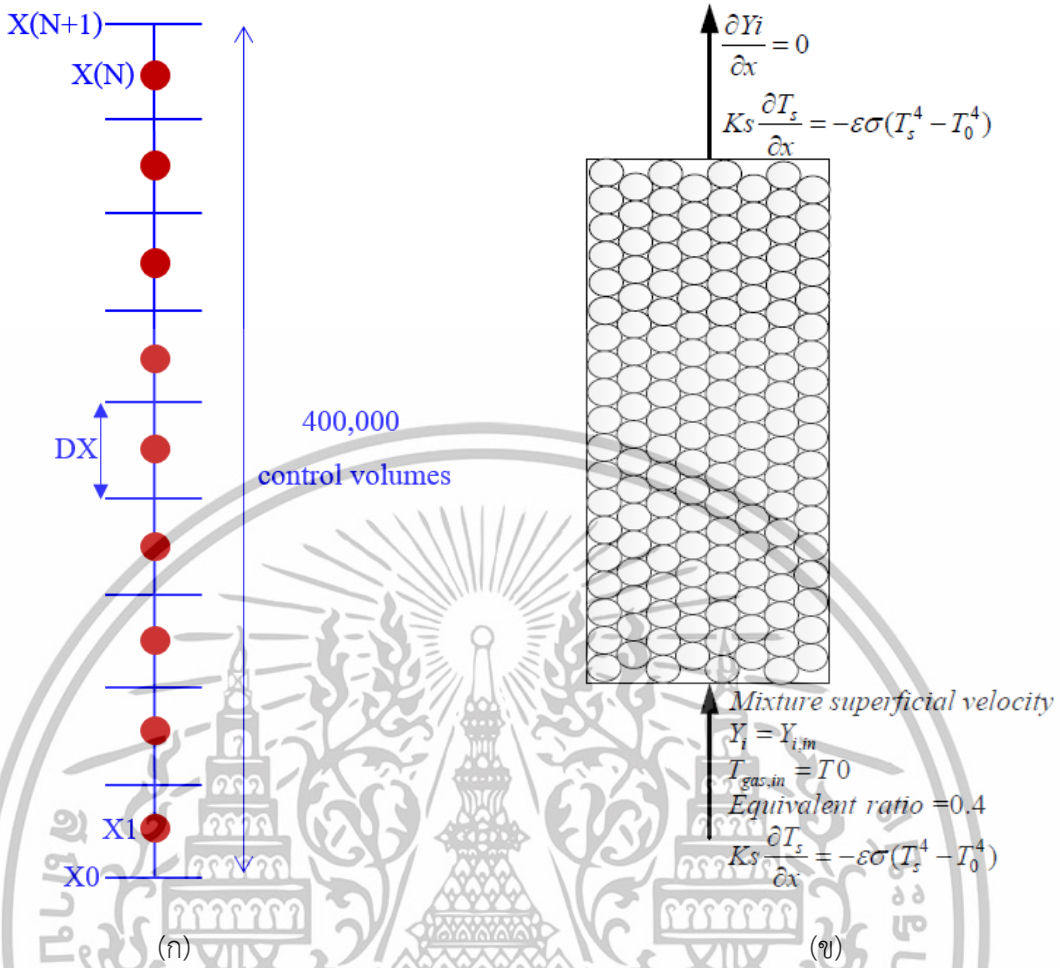
ตารางที่ 5.1 แสดงเงื่อนไขการทดลอง

Case	Equivalent ratio	Firing rate(kW/m^2)	Adiabatic flame temperature(K)	Mixture inlet(T0) temperature(K)
1	0.6	188.787	1680	NA
2	0.4	125.858	1399	640
3	0.4	157.332	1399	393
4	0.4	188.787	1399	355

5.1.3 การแบ่งกริดและการกำหนดเงื่อนไขขอบ

แบบจำลองนี้มีสมมุติฐานว่าปัญหาที่พิจารณามีลักษณะเป็น 1 มิติ ตลอดแนวแกนความยาว 0.1 เมตรซึ่งเป็นพื้นที่วัสดุพรุนดังแสดงในรูปที่ 5.3 (ก) ดังนั้นจึงพิจารณาการถ่ายเทค่าคุณสมบัติในทิศทางแนวแกนเท่านั้น โดเมนในการคำนวณถูกแบ่งออกเป็น 400,000 ปริมาตรควบคุมย่อยๆ ที่มีขนาดเท่ากันดังแสดงในรูปที่ 5.3 (ก) การถ่ายเทค่าคุณสมบัติสามารถถ่ายเทผ่านพื้นที่หน้าตัด (control surface) ไปสู่ปริมาตรควบคุมที่อยู่ติดกัน เงื่อนไขขอบ (boundary condition) ถูกระบุตามรูปที่ 5.3 (ข) แม้ว่าการทดสอบทำทั้งหมด 4 กรณีดังแสดงในตารางที่ 5.1 แต่การจำลองถูกเลือกทำใน 3 กรณี ได้แก่ กรณีที่ 2 3 และ 4 ซึ่งจะกล่าวถึงเหตุผลในส่วนของการวิเคราะห์ผลการทดลองต่อไป ค่าความเร็วของส่วนผสมที่ไหลเข้าสู่บริเวณวัสดุพรุนถูกคำนวณจากข้อมูลจากโรตามิเตอร์วัดอัตราการไหลอากาศ และค่าอุณหภูมิ T0 ที่วัดอุณหภูมิส่วนผสมบริเวณพื้นที่ว่างเหนือตัวกระจายเชื้อเพลิง รายละเอียดข้อมูลพารามิเตอร์ที่ใช้ในแบบจำลองเขียนแสดงดังตารางที่ 5.2

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



รูปที่ 5.3 แสดงการกำหนดเงื่อนไขขอบและการแบ่งพื้นที่การคำนวณออกเป็น 400,000 ปริมาตรควบคุม

ตารางที่ 5.2 แสดงค่าคงที่ต่างๆสำหรับแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ของวัสดุพรุน

Parameter	Quantity
VOID Fraction	0.49
Effective area	250
Solid matrix conductivity	0.0000025 m_2
C_3H_8 heating value	46357 kJ/kg
C_4H_{10} heating value	45742 kJ/kg

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

5.1.4 เงื่อนไขการลู่เข้า (convergence criteria)

แบบจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณใช้การทำซ้ำในการหาค่าคำตอบของปัญหา ซึ่งแต่ละปัญหามีลักษณะการระบุเงื่อนไขการลู่เข้าที่ต่างกันไปในแต่ละกรณีการกำหนดเงื่อนไขการลู่เข้าสู่คำตอบจึงมีลักษณะที่ต่างกันไปในแต่ละกรณี

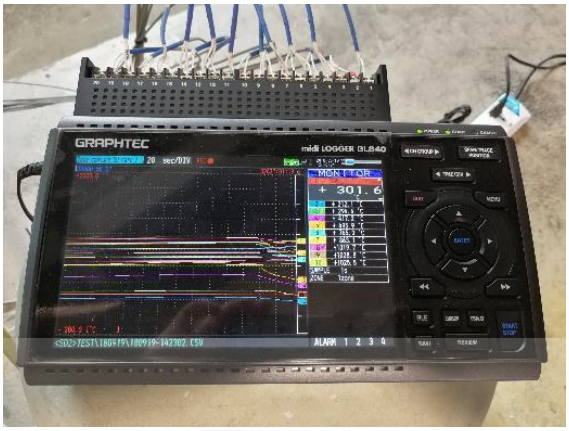
การกำหนดเงื่อนไขการลู่เข้าโดยทั่วไปสามารถทำได้หลายวิธี ได้แก่ กำหนดเงื่อนไขโดยปริมาณ residual ซึ่งเป็นค่าส่วนเกินที่ผิดไปจากการอนุรักษ์การถ่ายเทค่าคุณสมบัติในแต่ละสมการการถ่ายเทค่าคุณสมบัติ ค่า residual จะมีค่าที่ต่างกันในแต่ละปริมาตรควบคุม และในแต่ละสมการการถ่ายเท จึงต้องมีวิธีการหาค่ากลางเพื่อความสะดวกในการตรวจสอบได้ การหาค่า residual ต้องมีการทำ Normalized เสียก่อนเพื่อที่จะสามารถใช้เป็นค่าที่ประยุกต์ได้ในหลากหลายปัญหา

การกำหนดเงื่อนไขการลู่เข้าอีกวิธีที่ใช้ในการจำลองในสภาวะสมดุล (steady state) ได้แก่ การตรวจสอบความแตกต่างของค่าคุณสมบัติ หรือค่าตัวแปรที่มีความสำคัญต่อลักษณะทางกายภาพของปัญหาเฉพาะแบบที่พิจารณาที่เปลี่ยนไปในแต่ละรอบของการทำซ้ำเช่น ค่าอุณหภูมิสูงสุดในปัญหาการระบายความร้อนของ heat sink ในอุปกรณ์อิเล็กทรอนิกส์ หรืออาจเป็นค่าพารามิเตอร์ที่สำคัญ เช่นค่าแรงยก หรือแรงต้านของแพนอากาศในปัญหาอากาศพลศาสตร์เป็นต้น กรณีปัญหาการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนในวิทยานิพนธ์นี้ใช้ตำแหน่งอัตราการเกิดปฏิกิริยาสูงสุดเป็นเงื่อนไขตัดสินการลู่เข้า เนื่องจากตำแหน่งการเกิดปฏิกิริยามีความสำคัญสูงต่อลักษณะทางกายภาพของปัญหานี้ โดยระบุเงื่อนไขการลู่เข้าโดยการตรวจสอบตำแหน่งที่มีอัตราการเกิดปฏิกิริยาสูงที่สุดต้องซ้ำตำแหน่งปริมาตรควบคุมเดิมเกิน 20 รอบติดต่อกัน หรือมีการเปลี่ยนตำแหน่งไม่เกิน 15 ปริมาตรควบคุม ในทุกการทำซ้ำ 1,000 รอบ (ปัญหาเป็นแบบ 1 มิติ ระยะทั้งหมด 100 เซนติเมตร โดเมนการคำนวณทั้งหมดแบ่งออกเป็น 400,000 ปริมาตรควบคุมขนาดเท่ากัน)

5.1.5 รายละเอียดเครื่องมือวัดที่ใช้ในชุดทดลองการเผาไหม้ในวัสดุพรุน

ใช้เทอร์คัปเปิ้ลชนิด (Type K) หัวขนาดเส้นผ่านศูนย์กลาง 3 มิลลิเมตร หัวเทอร์โมคัปเปิ้ลทำจากสเตนเลสสตีลทนอุณหภูมิได้ประมาณ 1300 องศาเซลเซียล อุปกรณ์บันทึกค่าอุณหภูมิแบบ GRAPHTEC Logger GL840 มีช่องสัญญาณวัดอุณหภูมิ 20 ช่อง โรตามิเตอร์วัดอัตราการไหลอากาศมีช่วงการวัด 0 ถึง 50 ลิตรต่อนาที และโรตามิเตอร์ที่ใช้วัดอัตราการไหลแก๊สแอลพีจีใช้โรตามิเตอร์ชนิดวัดอัตราการไหลอากาศที่มีช่วงการวัด 0 ถึง 1000 ลูกบาศก์เซนติเมตรต่อนาที มีการคิดค่าชดเชยความหนาแน่นที่เปลี่ยนไป (correction factor) เมื่อใช้โรตามิเตอร์วัดแก๊ส

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



รูปที่ 5.4 แสดงอุปกรณ์บันทึกค่าอุณหภูมิแบบ GRAPHTEC Logger GL840

รูปที่ 5.5 แสดงโรตามิเตอร์ที่ใช้วัดอัตราการไหลอากาศ

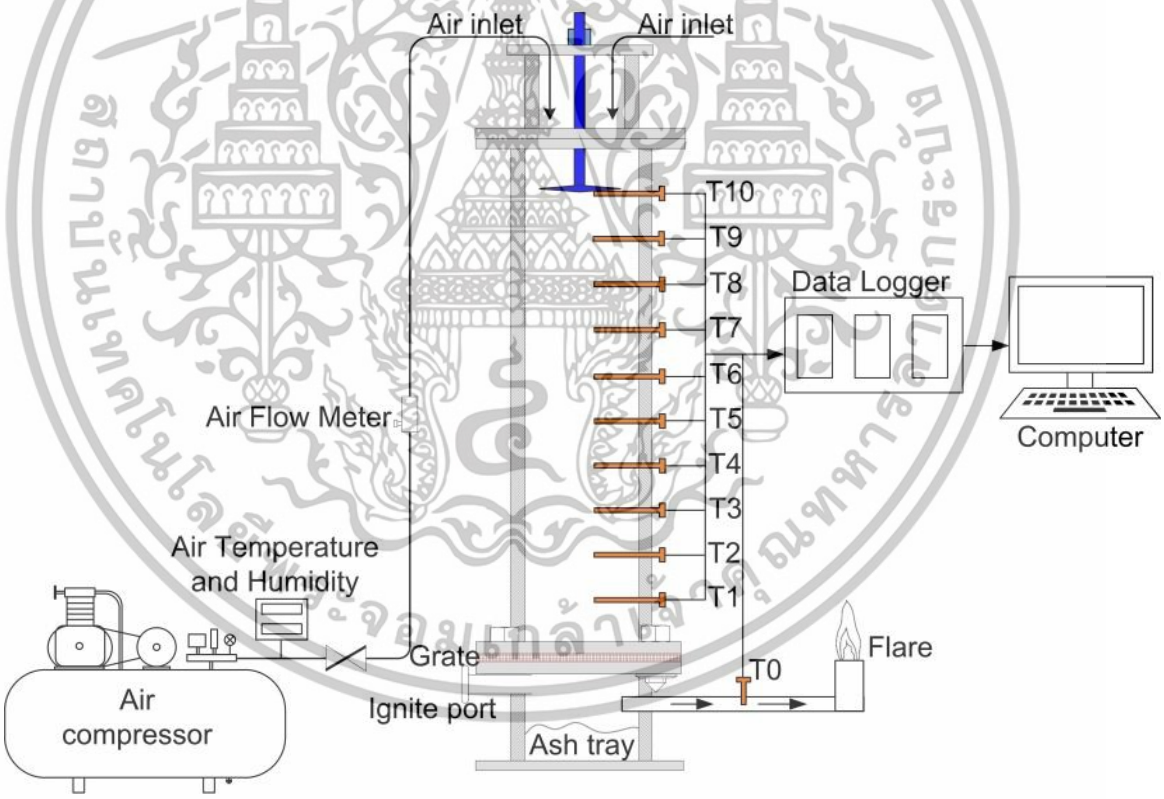
รูปที่ 5.6 แสดงโรตามิเตอร์ที่ใช้วัดอัตราการไหลแก๊สแอลพีจี

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

5.2 รายละเอียดชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

ชุดทดลองนี้ออกแบบเพื่อใช้ศึกษาปรากฏการณ์แก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงในเชิงปริมาณ (Quantitative) เพื่อใช้เป็นแนวทางในการออกแบบการทดลองโดยเฉพาะในกรณีใดๆที่ต้องการศึกษา เช่น ชนิด เชื้อเพลิง อัตราการไหลอากาศ หรือเชื้อเพลิงขนาดใดๆ เป็นต้น

แผนผังชุดทดลองแสดงดังรูปที่ 5.7 ประกอบด้วย เตาทรงกระบอกทำด้วยเหล็กมีความสูง 100 เซนติเมตร ขนาดเส้นผ่านศูนย์กลางภายใน 21 เซนติเมตรเตาถูกหุ้มด้วยฉนวนเซรามิกส์ไฟเบอร์หนา 5 เซนติเมตรตลอดแนวแกนเตาเพื่อป้องกันการสูญเสียความร้อนจากภายในเตา ด้านบนสุดของเตาจะเป็นชุดกระจายอากาศ (Air manifold) ซึ่งมีความสูง 10 เซนติเมตร และด้านล่างสุดของเตาจะเป็นที่เก็บขี้เถ้า (Ash tray) ซึ่งมีความสูง 10 เซนติเมตร เทอร์โมคัปเปิ้ล type K จำนวน 10 ตัว (T0 ถึง T10) ถูกติดตั้งตลอดตามแนวแกนเตาที่ระยะห่าง 10 เซนติเมตร เพื่อวัดการกระจายตัวของอุณหภูมิภายในเตาโดยค่าอุณหภูมิที่ได้จากเทอร์โมคัปเปิลทุกตัวจะถูกบันทึกโดย YOKOGAWA FX100 และระยะทรุดของกองเชื้อเพลิงจะถูกวัดด้วยแท่งวัดความสูง (Metering rod) ซึ่งถูกติดตั้งไว้ชั้นบนสุดบริเวณตำแหน่งชุดกระจายอากาศ (Air manifold)



รูปที่ 5.7 แสดงแผนภาพอุปกรณ์ต่างๆ และลักษณะของชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

รูปที่ 5.8 แสดงชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

5.2.1 ขั้นตอนการทดลอง

ทำการถอดชุดกระจายอากาศด้านบนสุดของเตา และบรรจุเชื้อเพลิงที่ต้องการทดสอบลงในเตาทรงกระบอกด้วยน้ำหนัก 3 กิโลกรัมสำหรับกรณีของเชื้อเพลิงแกลบ และ 20 กิโลกรัมสำหรับกรณีของเชื้อเพลิงอัดเม็ด จากนั้นทำการตรวจสอบความสูงของกองเชื้อเพลิงว่าอยู่ที่ 100 เซนติเมตรเหนือตะแกรง หากตรวจพบว่าชั้นกองเชื้อเพลิงมีความสูงของชั้นเกิน 100 เซนติเมตรแสดงว่าเกิดโพรงขึ้นภายในกองเชื้อเพลิง จากนั้นจ่ายอากาศไหลเข้าสู่เตาและเปิดระบบบันทึกอุณหภูมิ YOKOGAWA FX100 และจุดเตาบริเวณช่องจุดเชื้อเพลิง (Ignite port) ด้านล่างสุดของเตาด้วยหัวเผาไหม้ภายนอก (butane burner) ดังแสดงในรูปที่ 5.8 รอจนกว่าอุณหภูมิ T1 มีค่าสูงถึง 450 เคลวิน จึงปิดหัวเผาภายนอก ปรับปริมาณการไหลอากาศที่โรตามิเตอร์ให้เป็นไปตามการทดลองที่ได้ออกแบบไว้ในแต่ละกรณี และทำการปิดช่องจุดเชื้อเพลิง ระบบบันทึกอุณหภูมิจะทำการบันทึกค่าอุณหภูมิ T0 ถึง T10 ที่ความถี่ทุกๆ 5 นาที ค่าอุณหภูมิสูงสุดจะขยับไล่ขึ้นจากส่วนล่างไปด้านบนของเตาในระหว่างการทดลอง สุดท้ายอุณหภูมิสูงสุดจะลามขึ้นมาจนถึงพื้นผิวบนของกองเชื้อเพลิงซึ่งจะสามารถทราบโดยค่าอุณหภูมิสูงสุดจะเริ่มกลับทิศทางโดยลามในทิศทางลงสู่ด้านล่างเตา เมื่อถึงขั้นตอนนี้การทดลองจะสิ้นสุดและจะเริ่มกระบวนการหยุดการทดสอบโดยปิดการป้อนอากาศเข้าสู่เตา และปิดการทำงานของระบบบันทึกอุณหภูมิ ปรากฏการณ์เหล่านี้จะถูกอธิบายอย่างละเอียดในเนื้อหาส่วนต่อไป หลังจากนั้น

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

จะบันทึกค่าการทรุดสุทธิของกองเชื้อเพลิงจากตำแหน่งแท่งวัดความสูง (Metering rod) รอจนกว่าอุณหภูมิภายในเตามีค่าใกล้เคียงกับอุณหภูมิภายนอกแล้วเปิดเตานำเชื้อเพลิงออกมาชั่งน้ำหนักเพื่อคำนวณหาน้ำหนักของเชื้อเพลิงที่หายไป ซึ่งจะครบกระบวนการการทดลองในหนึ่งกรณี คุณสมบัติและส่วนประกอบทางเคมีเชื้อเพลิงที่ใช้แสดงในตารางที่ 5.3

ตารางที่ 5.3 แสดงคุณสมบัติเชื้อเพลิงที่ใช้ในการทดลอง

องค์ประกอบ	**เชื้อเพลิงแกลบ(rice husk)**	**เชื้อเพลิงอัดเม็ด(wood pellet)**
Ultimate analysis (%, as received)		
Carbon	38.00	42.69
Hydrogen	4.55	6.42
Oxygen	32.40	45.07
Nitrogen	0.69	0.47
Sulphur	0.06	0.012
LHV(MJ/kg)	14.98	18.79
Empirical formula	$CH_{1.43}O_{0.63}N_{0.006}$	$CH_{1.80}O_{0.79}N_{0.009}$
Proximate analysis (%, as received)		
Fixed carbon	20.10	15.23
Volatile	55.60	76.68
Moisture	10.30	9.81
Ash	14.00	2.28

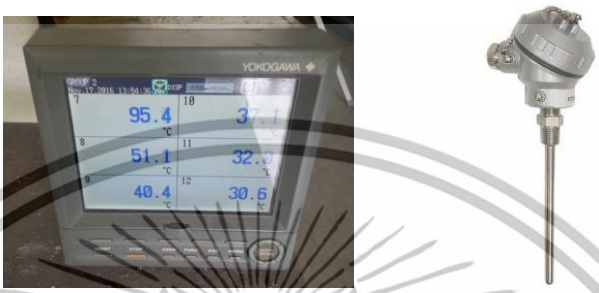
ตารางที่ 5.4 แสดงเงื่อนไขการทดลองของแก๊สซิฟิเคชั่น

Feed stock	Initial mass (kg)	Air flow rate (L/min)	Period of experiment (min)	Calculated equivalence ratio
Rice husk	3	20	165	3.17
		30	155	2.41
		40	130	2.24
		50	120	1.98
Wood pellet	20	40	510	3.60
		50	430	3.50

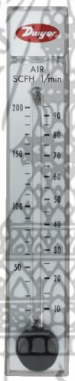
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

5.2.2 รายละเอียดเครื่องมือวัดที่ใช้ในชุดทดลองแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

ใช้เทอร์คัปเปิ้ลชนิด (Type K) ความยาว 4 นิ้ว หัวขนาดเส้นผ่านศูนย์กลาง 10 มิลลิเมตร หัวเทอร์โมคัปเปิ้ลทำจากสเตนเลสสตีลทนอุณหภูมิได้ประมาณ 1300 องศาเซลเซียล อุปกรณ์บันทึกค่าอุณหภูมิแบบ YOKOGAWA FX100 มีช่องสัญญาณวัดอุณหภูมิ 12 ช่อง โรตามิเตอร์วัดอัตราการไหลอากาศมีช่วงการวัด 0 ถึง 100 ลิตรต่อนาที



รูปที่ 5.9 แสดงอุปกรณ์บันทึกค่าอุณหภูมิแบบ YOKOGAWA FX100 และเทอร์โมคัปเปิ้ล Type K



รูปที่ 5.10 แสดงโรตามิเตอร์ที่ใช้วัดอัตราการไหลอากาศ

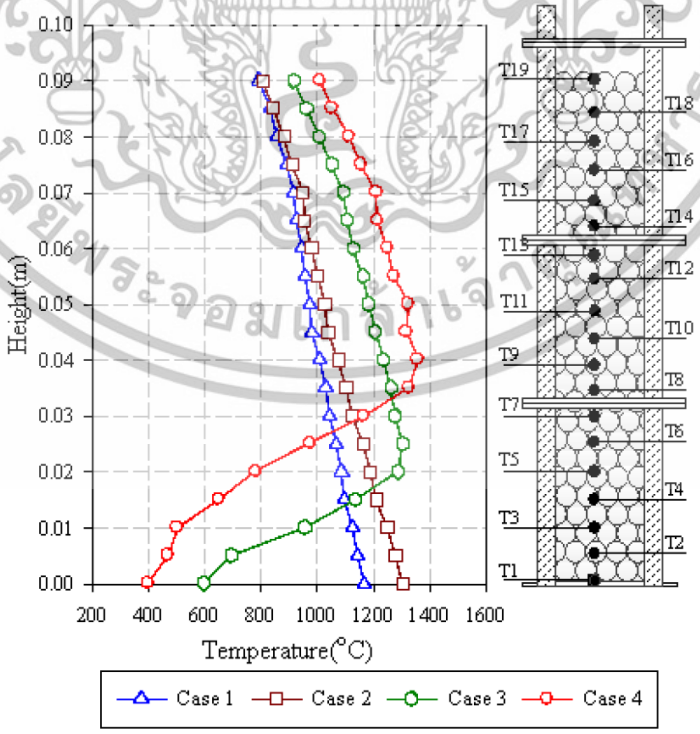
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

บทที่ 6
ผลการทดลองและผลการจำลองเชิงตัวเลข

บทนี้แบ่งออกเป็นสองส่วน ได้แก่ 1.) ผลการทดลองและผลการจำลองของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่ไม่เกิดปฏิกิริยา และ 2.) ผลการทดลองและการจำลองของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง เนื้อหาในส่วนแรกประกอบไปด้วยผลการทดลองของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน จากนั้นจะกล่าวถึงผลการทดลองเปรียบเทียบกับผลการจำลองทางพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณที่สามเงื่อนไขต่างกัน ในหัวข้อถัดไปจะเกี่ยวกับความเข้าใจในการการปรับแก้แบบจำลอง (calibration) ซึ่งเป็นศึกษาผลกระทบของตัวแปรพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนระหว่างของแข็งวัสดุพรุนและแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน (effective heat convection area) และตัวแปรค่าคงที่การดับ (extinction coefficient) ที่มีผลต่อรูปร่างการกระจายอุณหภูมิ

เนื้อหาในส่วนที่สองซึ่งเป็นผลการทดลองและการจำลองของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง ประกอบไปด้วย การวิเคราะห์การลามเปลวไฟจากผลการทดลองที่เงื่อนไขต่างๆ ผลการจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ (Thermodynamics equilibrium) ที่ใช้ทำนายอุณหภูมิและส่วนผสมแก๊สในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ และผลการจำลอง plug flow reactor ที่ใช้ทำนายอุณหภูมิและส่วนผสมแก๊สในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น

6.1 ผลการทดลองและผลการจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน



รูปที่ 6.1 แสดงการกระจายอุณหภูมิจากการทดลองของทั้ง 4 กรณี

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

การกระจายอุณหภูมิตามแนวแกนภายในวัสดุพรุนของการทดลองทั้ง 4 กรณีสามารถแสดงได้ดังรูปที่ 6.1 โดยเงื่อนไขในแต่ละกรณีแสดงไว้ในตารางที่ 5.1 จากการทดลองเพิ่มอัตราการป้อน (firing rate) มากกว่ากรณีที่ 4 พบว่าเปลวไฟจะมีความเร็วน้อยกว่าความเร็วของส่วนผสมที่ไหลเข้า แนวของอุณหภูมิสูงสุดจะขยับตัวขึ้นสู่ด้านบนด้วยความเร็วค่าหนึ่ง ในที่สุดเมื่อแนวการเผาไหม้ขยับตัวขึ้นถึงตำแหน่งบนสุดของวัสดุพรุน เปลวไฟจะดับเนื่องจากไม่สามารถเผาไหม้ภายนอกวัสดุพรุนได้ได้ในส่วนผสมที่บางในระดับนี้ ปรากฏการณ์นี้เรียกว่าโบลว์เอาท์ (Blow out)

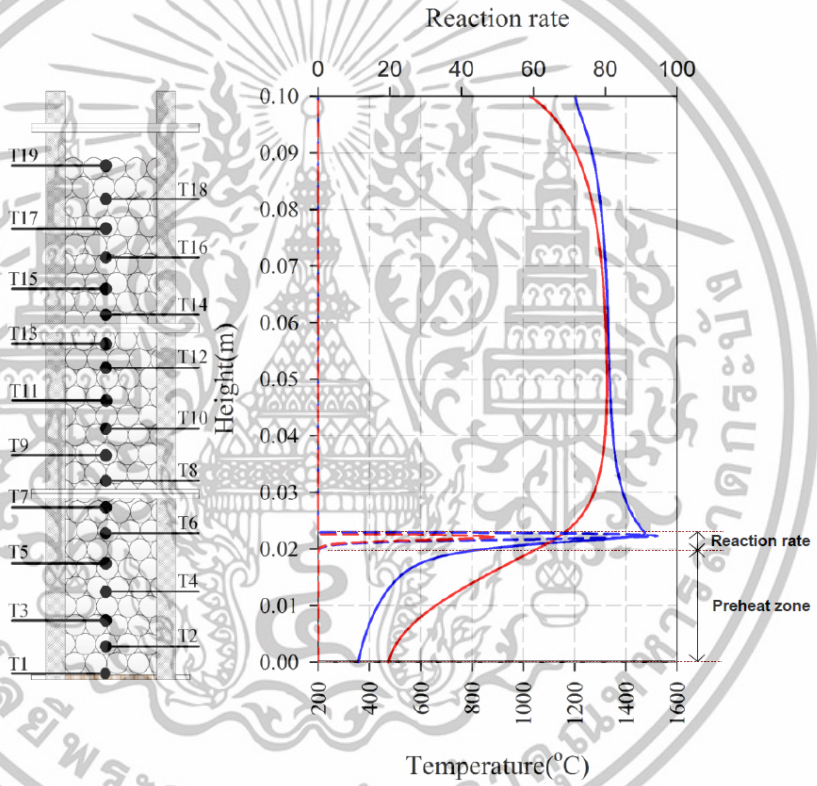
กรณีที่ 1 ที่อัตราส่วนสมมูลที่ 0.6 และอัตราพลังงานที่ 188.787 Kw/m^2 พบว่าได้ค่าอุณหภูมิสูงสุดที่ 1170 เคลวิน ที่ตำแหน่ง T1 อยู่บริเวณส่วนล่างสุดของวัสดุพรุนดังแสดงในรูปที่ 6.1 ค่าอุณหภูมิเหนือตัวกระจายเชื้อเพลิง T0 มีค่า 1134.5 เคลวิน แสดงให้เห็นว่าปฏิกริยาการเผาไหม้คายความร้อนเกิดขึ้นภายในพื้นที่ว่างระหว่างตัวกระจายเชื้อเพลิงกับส่วนล่างสุดของบริเวณวัสดุพรุน และยังคงเกิดปฏิกริยาต่อเนื่องไปจนถึงส่วนล่างของบริเวณวัสดุพรุน อุณหภูมิลดลงตลอดตามแนวแกนของวัสดุพรุนเนื่องจากการพัดพาและการแผ่รังสีความร้อนในทิศตามการไหลของส่วนผสมออกไปที่ด้านบนของส่วนที่เป็นนวัสดุพรุน อุณหภูมิสูงสุดมีค่าต่ำกว่าอุณหภูมิเปลวไฟอะเดียเบติกซึ่งคำนวณได้ 1680 เคลวิน สาเหตุที่อุณหภูมิสูงสุดมีค่าน้อยกว่าอุณหภูมิเปลวไฟอะเดียเบติกอยู่มากเนื่องจากการเผาไม้ที่ไม่สมบูรณ์ และความร้อนสูญเสียที่สูงเนื่องจากบริเวณที่มีการเผาไหม้ในช่องว่างเหนือตัวกระจายเชื้อเพลิงไม่ได้มีการหุ้มฉนวนดังแสดงในรูปที่ 5.1 การเผาไหม้ในกรณีนี้เป็นการเผาไหม้ภายนอกวัสดุพรุน (free flame mode)

กรณีที่ 2 ที่อัตราส่วนสมมูลที่ 0.4 และอัตราพลังงานที่ 125.858 Kw/m^2 ปรากฏว่าเปลวไฟไม่สามารถรักษาเสถียรภาพที่บริเวณช่องว่างระหว่างตัวกระจายเชื้อเพลิงและตะแกรงได้เนื่องจากส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศอยู่ในสัดส่วนที่บางกว่ากรณีที่ 1 อุณหภูมิที่บริเวณช่องว่างนี้วัดได้ 640.3 เคลวิน แนวการเผาไหม้เคลื่อนตัวขึ้นไปรักษาเสถียรภาพอยู่ภายในโพรงวัสดุพรุนเหนือตะแกรง (submerge flame mode) ค่าอุณหภูมิสูงสุดวัดได้ 1305 เคลวินที่บริเวณส่วนล่างสุดของวัสดุพรุน ซึ่งมีค่าใกล้เคียงกับค่าอุณหภูมิเปลวไฟอะเดียเบติก แม้ว่าในกรณีที่ 2 เป็นการเผาไหม้เชื้อเพลิงที่ส่วนผสมบางกว่าในกรณีที่ 1 แต่ว่ากลับให้ค่าอุณหภูมิสูงสุดที่สูงกว่าในกรณีที่ 1 สาเหตุเกิดจากในกรณีที่ 2 เป็นการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีลักษณะการหมุนเวียนความร้อนหรือการถ่ายเทความร้อนย้อนกลับในสัดส่วนที่สูงกว่าการเผาไหม้แบบทั่วไปซึ่งทำให้อุณหภูมิการเผาไหม้มีค่าสูงกว่าการเผาไหม้แบบปกติ อีกทั้งในบริเวณนี้มีการหุ้มฉนวนป้องกันการสูญเสียความร้อนอีกด้วย

กรณีที่ 3 และกรณีที่ 4 ที่อัตราส่วนสมมูลที่ 0.4 และอัตราพลังงานที่ 157.332 Kw/m^2 และอัตราพลังงานที่ 188.787 Kw/m^2 ตามลำดับ ให้รูปแบบการกระจายอุณหภูมิที่มีลักษณะคล้ายคลึงกัน อุณหภูมิเพิ่มขึ้นอย่างรวดเร็วด้วยเกร์เดียนท์ที่สูงขึ้นจากบริเวณตะแกรงจนถึงค่าอุณหภูมิสูงสุดที่ระยะค่าหนึ่งเหนือตะแกรง หลังจากนั้นอุณหภูมิลดลงด้วยเกร์เดียนท์คงที่จนถึงทางออกบริเวณสิ้นสุดของวัสดุพรุน ค่าอุณหภูมิสูงสุดวัดได้ที่ประมาณ 1300 เคลวินเท่ากัน ในกรณีที่ 2 กรณีที่ 3 และ กรณีที่ 4 ซึ่งบริเวณที่เกิดการเผาไหม้อยู่ภายในโพรงวัสดุพรุน (submerge flame mode) อุณหภูมิส่วนผสมก่อนเข้าสู่บริเวณวัสดุพรุน (T0) มีค่าลดลงอย่างมากสำหรับกรณีที่ 3 ซึ่งมีค่า 300 เคลวิน และกรณีที่ 4 ซึ่งมีค่า 400 เคลวิน เมื่อเทียบกับกรณีที่ 2 เทอร์โมคัปเปิ้ลตัวแรกในวัสดุพรุน (T1) มีอุณหภูมิสูงกว่าค่าอุณหภูมิส่วนผสมก่อนไหลเข้าสู่วัสดุพรุน (T0) แสดงให้เห็นว่าอุณหภูมิวัสดุพรุนบริเวณตะแกรงมีอุณหภูมิสูงกว่าส่วนผสมที่ไหลเข้าสู่วัสดุพรุน ซึ่งหมายความว่ามีการถ่ายเทความร้อนจากของแข็งเม็ดอลูมิน่าซึ่งมีอุณหภูมิสูงกว่าส่วนผสมเชื้อเพลิงที่ไหลเข้าสู่บริเวณส่วนล่างของตะแกรง

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ซึ่งคือบริเวณทางเข้าของวัสดุพรุนดังแสดงให้เห็นในรูปที่ 6.1 และ ตาราง 5.1 การถ่ายเทความร้อนจากของแข็งภายในโพรงวัสดุพรุนไปสู่ส่วนผสมเชื้อเพลิงที่ไหลเข้ามาที่บริเวณทางเข้าวัสดุพรุนเป็นกลไกที่สำคัญในการรักษาเสถียรภาพเปลวไฟของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน กลไกการถ่ายเทความร้อนนี้ทำให้ส่วนผสมมีอุณหภูมิสูงขึ้นอย่างต่อเนื่องตลอดระยะทางตามแนวแกนของห้องเผาไหม้ เมื่ออุณหภูมิของส่วนผสมสูงจนถึงอุณหภูมิที่สามารถจุดติดไฟได้ (auto ignition temperature) ส่วนผสมเชื้อเพลิงจะเกิดการเผาไหม้เกิดเป็นแนวคลื่นปฏิกริยาการเผาไหม้ (reaction front) และอุณหภูมิจะไต่ขึ้นสู่ค่าสูงสุดในบริเวณเดียวกัน เมื่อเลยตำแหน่งที่มีอุณหภูมิสูงสุดไปแล้วอุณหภูมิจะลดลงด้วยเกร์เดียนท์คงที่จนถึงทางออกของวัสดุพรุนเนื่องมาจากการถ่ายเทความร้อนจากวัสดุพรุนออกไปสู่สิ่งแวดล้อมภายนอกที่บริเวณด้านบนสุดของวัสดุพรุน

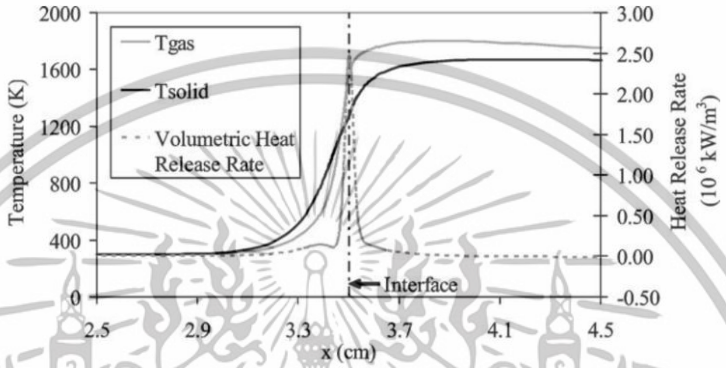


รูปที่ 6.2 แสดงลักษณะอุณหภูมิและอัตราการเกิดปฏิกริยาที่ได้จากแบบจำลอง

การจำลองเชิงตัวเลขสามารถใช้เป็นเครื่องมือในการอธิบายปรากฏการณ์ในเชิงกายภาพด้วยการวิเคราะห์ร่วมกับผลการทดลองได้ พฤติกรรมโดยทั่วไปของรูปร่างการกระจายตัวของอุณหภูมิของแข็งและแก๊สของผลการจำลองเชิงตัวเลขที่ใช้การจำลองแบบแยกการวิเคราะห์อุณหภูมิของแข็งและแก๊สออกจากกัน (non-equilibrium model) สามารถอธิบายได้ดังแสดงในรูปที่ 6.2 ซึ่งมีลักษณะคล้ายคลึงกับนักวิจัยท่านอื่นๆเช่น [1] [2] [4] [5] การเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนนั้นความยาวเปลวไฟ (flame thickness) โดยทั่วไปจะมีค่ามากกว่าการเผาไหม้แบบปกติ (free flame) อยู่หลายเท่าตัวซึ่งสอดคล้องกับผลจากนักวิจัยท่านอื่น เช่น [5] [25] [26] และพบว่าเกร์เดียนท์ของอุณหภูมิของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้มีค่าน้อยกว่าการเผาไหม้แบบปกติ ดังแสดงในรูปที่ 6.2

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

A.J.Barra et.al. [18] ได้แสดงผลการจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนโดยใช้การเผาไหม้ส่วนผสมเชื้อเพลิงมีเทนและอากาศที่อัตราส่วนสมมูล 0.65 ที่ความเร็วส่วนผสม 60 cm/s ดังแสดงในรูปที่ 6.3 พบว่ารูปร่างการกระลักษณะการถ่ายเทความร้อนในช่วงแรกจะเป็นการถ่ายเทความร้อนจากของแข็งวัสดุพรุนไปสู่ส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงที่ไหลเข้าสู่บริเวณที่เกิดการเผาไหม้บริเวณนี้เรียกว่า preheat zone ลักษณะอุณหภูมิแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนจะมีเกรเดียนท์ที่สูงกว่าของของแข็งวัสดุพรุนดังแสดงในรูปที่ 6.3 บริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้มีระยะประมาณ 1 มิลลิเมตร และเป็นตำแหน่งที่อยู่ใกล้กันกับตำแหน่งที่เกิดอุณหภูมิสูงสุดของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน

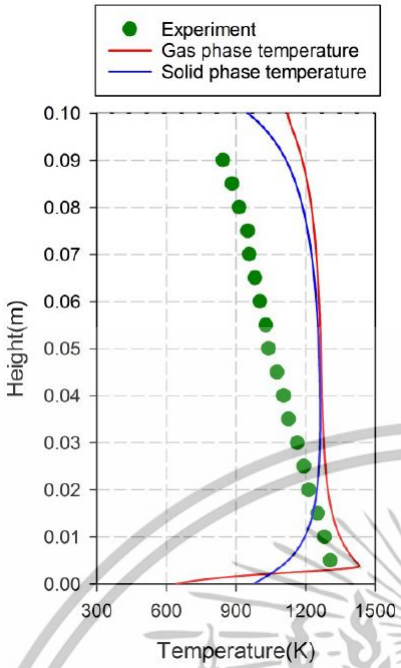


รูปที่ 6.3 แสดงลักษณะลักษณะอุณหภูมิและอัตราการเกิดปฏิกริยาที่ได้จากแบบจำลองของ A.J.Barra et.al. [18]

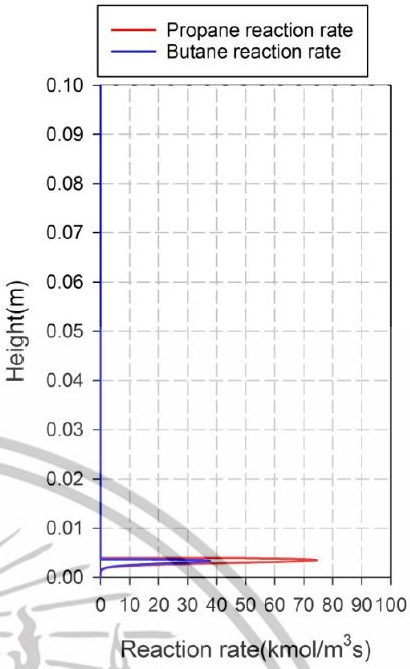
มีบริเวณที่มีความแตกต่างระหว่างอุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุน และแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน เริ่มจากบริเวณทางเข้าที่ส่วนผสมไหลเข้าวัสดุพรุนดังที่ได้กล่าวมาในส่วนของผลการทดลอง ซึ่งอุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุนมีค่าสูงกว่าอุณหภูมิของส่วนผสมในบริเวณนี้ ดังนั้นความร้อนจะถูกถ่ายเทจากของแข็งวัสดุพรุนไปสู่ส่วนผสมด้วยการพัดพาความร้อนเนื่องจากความแตกต่างของอุณหภูมินี้เพื่ออุ่นส่วนผสมให้มีอุณหภูมิสูงขึ้น นอกจากนั้นยังมีการถ่ายเทความร้อนส่วนเพิ่มในแนวแกนของห้องเผาไหม้เนื่องจากการไหลแบบกระเจิง (axial dispersion) ซึ่งมีลักษณะคล้ายคลึงกับการถ่ายเทส่วนเพิ่มเนื่องจากการไหลในส่วนของการปั่นป่วน (eddy transport) บริเวณนี้ถูกเรียกว่าบริเวณที่เกิดการอุ่นส่วนผสม (preheat zone)

อุณหภูมิของส่วนผสมมีอุณหภูมิสูงขึ้นตลอดช่วงระยะการไหลในบริเวณที่เกิดการอุ่นส่วนผสมจนกระทั่งส่วนผสมมีอุณหภูมิสูงถึงจุดที่สามารถติดการเผาไหม้ได้ (auto ignition temperature) ซึ่งเป็นบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้ในอัตราที่สูง โดยทั่วไปบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้จะมีลักษณะใกล้เคียงกับการเผาไหม้โดยทั่วไป คือเป็นลักษณะเป็นคลื่นอัตราการเผาไหม้ที่สูงที่มีระยะประมาณ 1 มิลลิเมตร ตำแหน่งที่เลยจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้เป็นบริเวณที่อุณหภูมิแก๊สมีค่าสูงกว่าอุณหภูมิของแข็ง ซึ่งจะเกิดการถ่ายเทความร้อนจากแก๊สร้อนจากการเผาไหม้ไปสู่ของแข็งวัสดุพรุนจนกระทั่งแก๊สในโพรงวัสดุพรุนและของแข็งวัสดุพรุนจะมีอุณหภูมิเท่ากัน หลังจากนั้นทั้งแก๊สและของแข็งวัสดุพรุนจะมีอุณหภูมิลดลงตลอดระยะทางการไหลจนกระทั่งถึงทางออกของห้องเผาไหม้ อันเนื่องมาจากการสูญเสียความร้อนจากการแผ่รังสีความร้อนไปสู่สิ่งแวดล้อมที่ทางออกของห้องเผาไหม้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

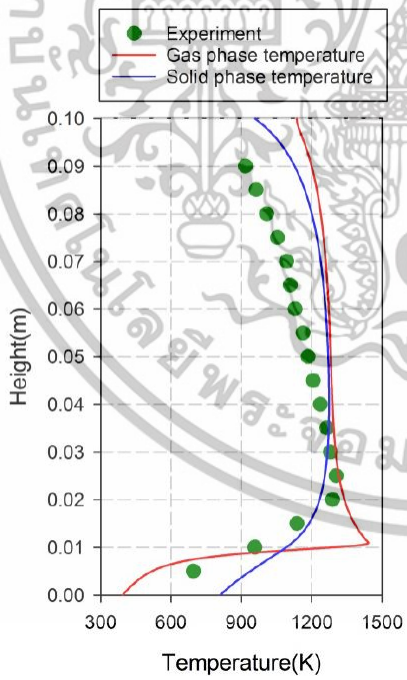


(ก) การกระจายอุณหภูมิจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลข

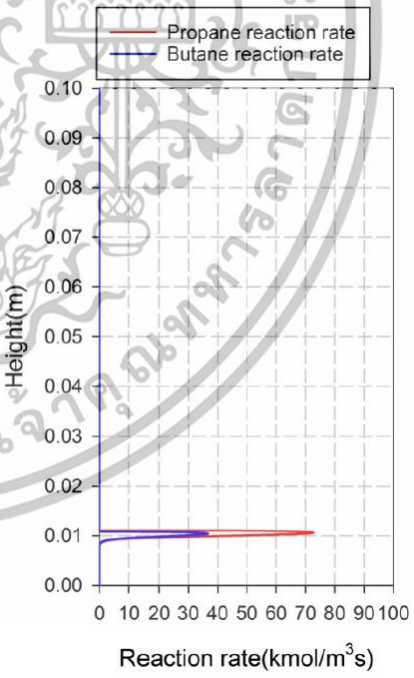


(ข) อัตราการเกิดปฏิกิริยาจากแบบจำลองเชิงตัวเลข

รูปที่ 6.4 แสดงผลจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลขที่เงื่อนไขกรณีที่ 2



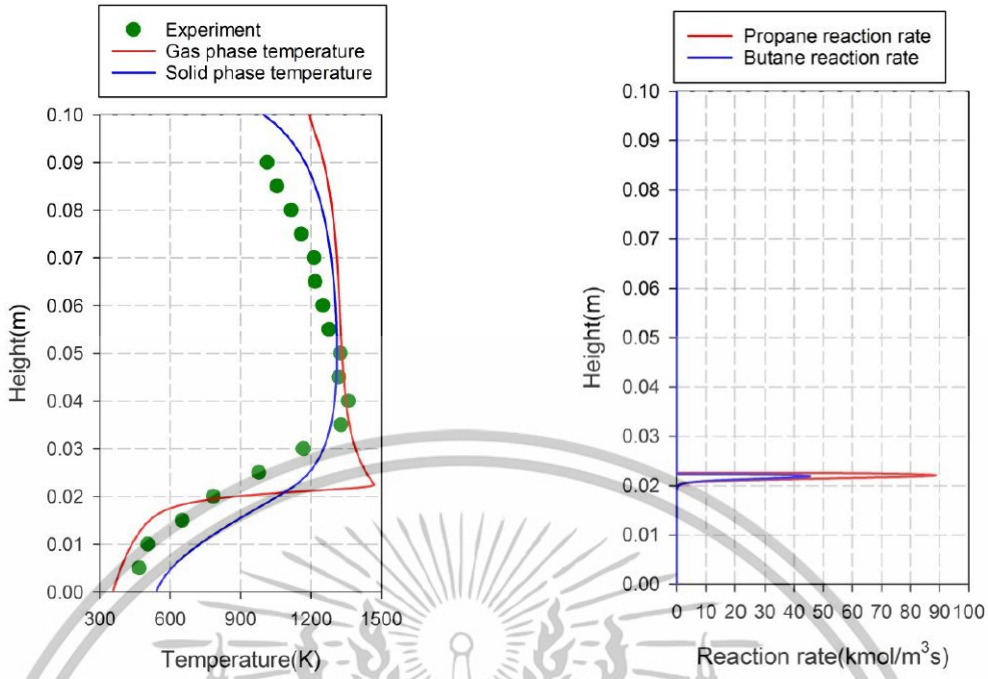
(ก) การกระจายอุณหภูมิจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลข



(ข) อัตราการเกิดปฏิกิริยาจากแบบจำลองเชิงตัวเลข

รูปที่ 6.5 แสดงผลจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลขที่เงื่อนไขกรณีที่ 3

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



(ก) การกระจายอุณหภูมิจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลข

(ข) อัตราการเกิดปฏิกิริยาจากแบบจำลองเชิงตัวเลข

รูปที่ 6.6 แสดงผลจากการทดลองและแบบจำลองเชิงตัวเลขที่เงื่อนไขกรณีที่ 4

แบบจำลองเชิงตัวเลขได้ถูกตรวจสอบ (validation) ปรับแต่ง (calibration) และอธิบายร่วมกับการทดลองในกรณีที่ 2 กรณีที่ 3 และ กรณีที่ 4 ดังแสดงในตารางที่ 5.1 กรณีที่ 1 ไม่นำมาพิจารณาเนื่องจากว่าเป็นการเผาไหม้แบบทั่วไปในช่องว่างภายนอกวัสดุพรุน (free flame) ไม่ได้เป็นการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน (submerge flame) ในการปรับแต่งแบบจำลองเชิงตัวเลขได้ทำการปรับเปลี่ยนค่าตัวแปรที่ใช้คำนวณการถ่ายเทความร้อนแบบการพัดพาความร้อนระหว่างของแข็งวัสดุพรุนกับแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนอันเนื่องมาจากความแตกต่างของอุณหภูมิในตำแหน่งเดียวกัน และค่าตัวแปรที่ใช้คำนวณการแผ่รังสีความร้อนของของแข็งวัสดุพรุน ซึ่งได้แก่ค่าพื้นผิวสุทธิ (effective area) ในการพัดพาความร้อน และค่าคงที่การดับ (extinction coefficient) ซึ่งใช้อธิบายการดูดซับของการแผ่รังสีความร้อนในของแข็งวัสดุพรุน การปรับเปลี่ยนค่าคงที่นี้จะทำจนกว่าจะได้รูปร่างการกระจายอุณหภูมิที่สอดคล้องกับผลการทดลองในทั้งสามกรณี ค่าคงที่ที่ได้จากการปรับแต่งแบบจำลองถูกแสดงในตารางที่ 5.2 ความละเอียดของกริด (grid independent) ถูกทดสอบจนกว่าจะได้ผลลัพธ์ที่เสถียรและไม่ขึ้นอยู่กับความละเอียดของกริด การทดสอบความละเอียดของกริดพบว่าที่จำนวนกริด 100,000 กริด จะไม่สามารถให้รายละเอียดบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ซึ่งมีขนาดประมาณ 1 มิลลิเมตรได้อย่างสมบูรณ์ ในการจำลองเชิงตัวเลขในทุกกรณีนี้ใช้จำนวนกริด 400,000 กริดในทุกกรณี

เนื่องจากแบบจำลองมีการอธิบายการสูญเสียความร้อนจากการแผ่รังสีความร้อนออกจากของแข็งวัสดุพรุนบริเวณพื้นผิวด้านบนของพื้นที่การคำนวณไปสู่สิ่งแวดล้อมภายนอกเท่านั้น โดยมีการระบุเงื่อนไขอุณหภูมิแก๊สที่ทางออกให้มีค่าเกร์เดียนท์เป็นศูนย์ จากสมมุติฐานนี้อาจเป็นหตุผลหนึ่งที่ส่งผลให้ค่าอุณหภูมิบริเวณทางออกของวัสดุพรุนจากการคำนวณมีค่าสูงกว่าค่าจากผลการทดลองดังแสดงในรูปที่ 6.3 6.4 และ 6.5 นอกจากนี้ อิทธิพลของแรงลอยตัวของแก๊สร้อนที่ไหลออกมาจาก

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

บริเวณเหนือวัสดุพรุน มีแนวโน้มที่จะทำให้เกิดวงการไหลแบบ recirculation บริเวณเหนือทางออกวัสดุพรุน ซึ่งจะเกิดการพัดพามวลอากาศเย็นที่อยู่รอบทางออกวัสดุพรุนเข้ามา กรณีนี้จะทำให้เกร์เดียนท์อุณหภูมิแก๊สที่ทางออกมีค่าน้อยกว่าศูนย์ซึ่งแสดงถึงการสูญเสียความร้อนของมวลแก๊สบริเวณทางออกจากการนำความร้อนเนื่องจากแรงลอยตัวบริเวณเหนือวัสดุพรุน

ผลการทดลองและผลการจำลองเชิงตัวเลขในทั้งสามกรณีให้ลักษณะรูปร่างการกระจายอุณหภูมิที่สอดคล้องกันเป็นอย่างดีดังแสดงในรูปที่ 6.3 6.4 และ รูปที่ 6.5 ผลการกระจายอุณหภูมิจากการจำลองจะได้ค่าอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุน และอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนซึ่งอาจมีค่าแตกต่างกันที่ตำแหน่งเดียวกัน แต่ผลการทดลองซึ่งได้จากอุปกรณ์วัดอุณหภูมิเทอร์โมคัปเปิ้ลนั้นจะให้ค่าอุณหภูมิค่าเดียวในตำแหน่งที่ทำการวัด ดังนั้นจึงเกิดข้อถกเถียงว่าอุณหภูมิที่ได้จากเทอร์โมคัปเปิ้ลที่ตำแหน่งใดๆนั้นเป็นค่าอุณหภูมิของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน หรือเป็นค่าอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุนที่ตำแหน่งใดๆที่ได้ทำการวัด ทฤษฎีชั้นอุณหภูมิแบบฟิล์มเป็นทฤษฎีหนึ่งที่สามารถใช้อธิบายปัญหานี้ได้ กล่าวคือค่าอุณหภูมิจากเทอร์โมคัปเปิ้ลน่าจะเป็นค่าอุณหภูมิฟิล์ม (film temperature) ที่อยู่ระหว่างอุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุน และอุณหภูมิแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนขึ้นอยู่กับว่าตำแหน่งของเซนเซอร์วัดอุณหภูมิของเทอร์โมคัปเปิ้ลนั้นๆ อยู่ใกล้กับของแข็งวัสดุพรุนมากเพียงใด อย่างไรก็ดี ในปี 2013 S.Voss และคณะ [5] พบว่าค่าอุณหภูมิที่วัดจากเทอร์โมคัปเปิ้ลมีค่าใกล้เคียงกับอุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุนมากกว่าอุณหภูมิของแก๊สในโพรงวัสดุพรุน สาเหตุเนื่องมาจากการเผาไหม้ภายนวัสดุพรุนมีปริมาณการแผ่รังสีความร้อนของผิวของแข็งวัสดุพรุนที่สูง ซึ่งเซนเซอร์วัดอุณหภูมิของเทอร์โมคัปเปิ้ลวัดค่าวัสดุที่หุ้มตัวเซนเซอร์ในบริเวณหัวของแกนเทอร์โมคัปเปิ้ล ซึ่งทำจากสเตนเลสสตีลวัสดุหุ้มเซนเซอร์ซึ่งมีคุณสมบัติทางการแผ่รังสีความร้อนใกล้เคียงกับอลูมิน่าซึ่งเป็นของแข็งวัสดุพรุนซึ่งประพฤติตัวเสมือนของแข็งวัสดุพรุนที่อยู่ในโพรงวัสดุพรุน จึงทำให้ค่าอุณหภูมิที่ได้จากเทอร์โมคัปเปิ้ลมีความใกล้เคียงกับลักษณะรูปร่างอุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุนมากกว่าลักษณะรูปร่างอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนที่ได้จากแบบจำลองดังแสดงในรูปที่ 6.3, 6.4 และ รูปที่ 6.5

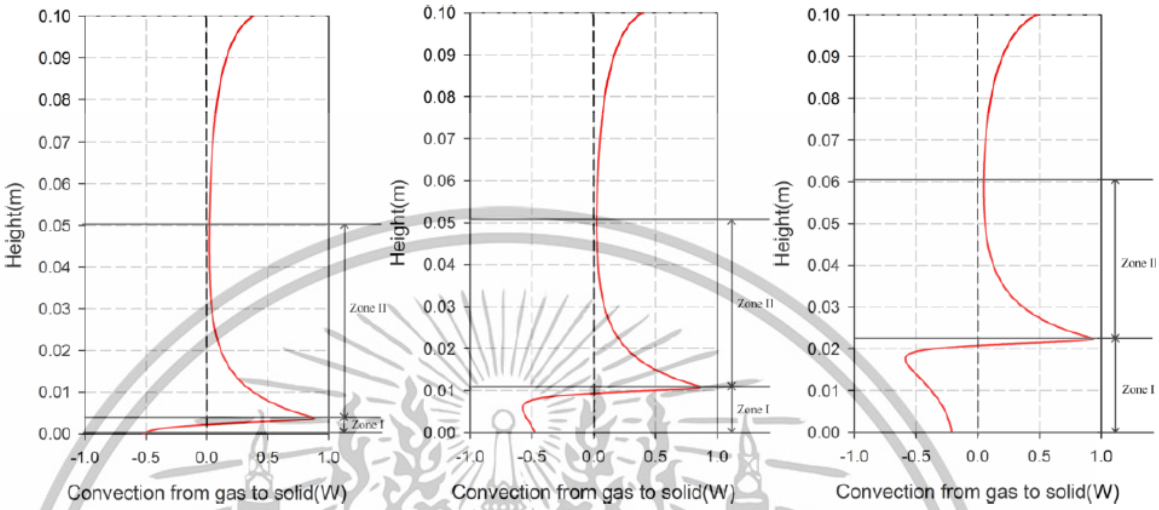
ผลการจำลองในกรณีที่ 2 พบว่าบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้อยู่ที่ทางเข้าของวัสดุพรุนเหนือตะแกรงขึ้นไปเล็กน้อย ซึ่งเป็นบริเวณเดียวกันกับตำแหน่งอุณหภูมิสูงสุด ดังแสดงในรูปที่ 6.3 ค่าอุณหภูมิส่วนผสมที่ไหลเข้าสู่ทางเข้าวัสดุพรุนเป็นข้อมูลจากเทอร์โมคัปเปิ้ล (T0) มีค่า 640 เคลวิน จากข้อมูลในตารางที่ 5.1 ซึ่งมีค่าใกล้เคียงกับอุณหภูมิจุดติดไฟ (ignition temperature) ของส่วนผสมซึ่งมีค่าประมาณ 750 เคลวิน ดังนั้นในการอุ่นส่วนผสมเพื่อให้มีอุณหภูมิสูงขึ้นถึงจุดติดไฟจึงใช้พลังงานไม่มาก อีกทั้งเนื่องจากอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุนบริเวณตะแกรงมีค่าสูงถึงประมาณ 1000 เคลวิน จึงทำให้ความร้อนถ่ายเทสู่ของผสมในอัตราที่สูง อุณหภูมิส่วนผสมจึงเพิ่มขึ้นจนถึงจุดที่สามารถติดไฟได้ในระยะสั้น ดังนั้นบริเวณอุ่นส่วนผสมจึงมีระยะที่สั้น

ผลการจำลองในกรณีที่ 3 พบว่าตำแหน่งที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้เกิดขึ้นที่บริเวณ 1 เซนติเมตรเหนือตะแกรง ระยะอุ่นเชื้อเพลิง (preheating zone) มีระยะประมาณ 1 เซนติเมตรดังแสดงในรูปที่ 6.4 ค่าอุณหภูมิสูงสุดที่วัดได้มีค่าน้อยกว่าค่าอุณหภูมิสูงสุดของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนจากแบบจำลองเล็กน้อย อุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนจากผลของการจำลองได้ค่าสูงกว่าอุณหภูมิอะเดียเบติก (super adiabatic flame temperature) ที่ตำแหน่ง เดียวกันกับตำแหน่งที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้ ดังแสดงในรูปที่ 6.4 ผลการจำลองในกรณีที่ 4 พบว่าตำแหน่งที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้ขยับออกห่างจากตะแกรงโดย เกิดขึ้นที่บริเวณ 2 เซนติเมตรเหนือตะแกรง ความแตกต่างของอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุนกับส่วนผสมที่ไหลเข้าบริเวณทางเข้าวัสดุพรุนมีค่าลดลงเมื่อเทียบ

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

กับกรณีที่ 3 ส่งผลให้อัตราการอุ่นส่วนผสมเกิดขึ้นในอัตราที่ช้าลง ในทุกกรณีพบว่าการเผาไหม้ของเชื้อเพลิงโพรเพนและบิวเทนเกิดขึ้นที่ตำแหน่งเดียวกัน

6.1.1 การหมุนเวียนความร้อน



(ก) กรณีที่ 2 (ข) กรณีที่ 3 (ค) กรณีที่ 4

รูปที่ 6.7 แสดงการพัดพาความร้อนจากของแข็งวัสดุพรุนไปสู่แก๊สในโพรงวัสดุพรุน

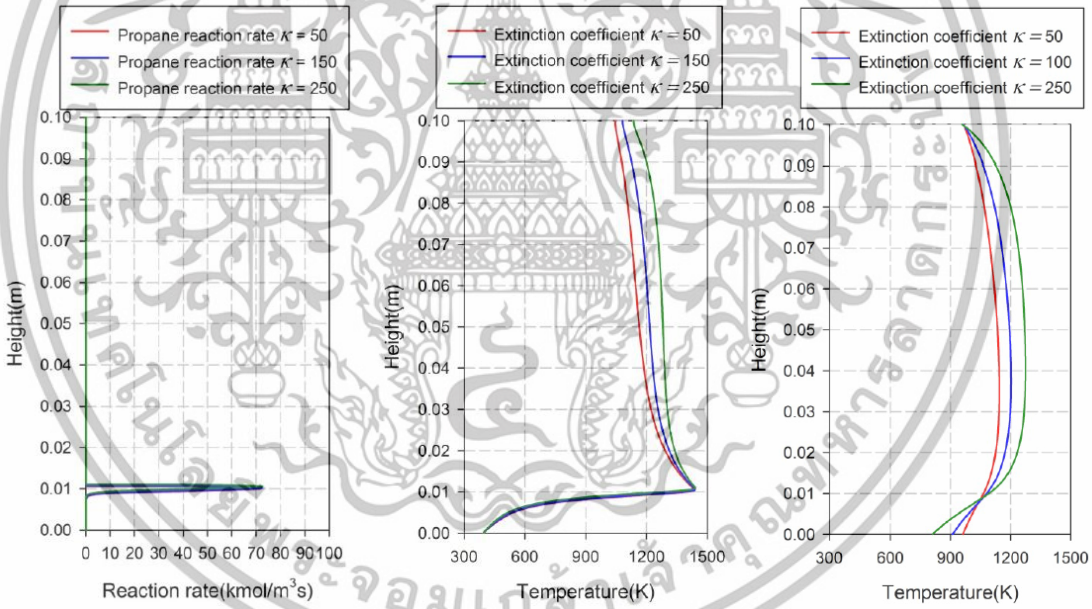
การเผาไหม้ภายในวัดุพรุนจะเกิดการถ่ายเทความร้อนจากแก๊สร้อนไปยังของแข็งวัสดุพรุนในบริเวณที่เลยจากตำแหน่งที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ในบริเวณโซนที่สอง โดยกำหนดให้อัตราการถ่ายเทความร้อนมีค่ามากกว่าศูนย์ ดังแสดงในรูปที่ 6.6 พลังงานความร้อนภายในของแข็งวัสดุพรุนจะเกิดการถ่ายเทในแนวแกนสามารถอธิบายได้โดยแบบจำลองได้จำลองให้อยู่ในรูปแบบการถ่ายเทความร้อนแบบการแพร่ (diffusion mode) การถ่ายเทความร้อนตามแนวแกนในปัญหาการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนแบ่งออกเป็นการนำความร้อน และการแผ่รังสีความร้อน ซึ่งความร้อนที่ได้จากปฏิกิริยาการเผาไหม้ส่วนหนึ่งถูกถ่ายเทย้อนกลับในทิศทางสวนทางกันทิศทางการไหลของแก๊สเพื่อไปอุ่นส่วนผสมให้มีอุณหภูมิสูงขึ้นจนถึงระดับที่สามารถจุดติดไฟได้ ในส่วนของบริเวณที่มีการอุ่นส่วนผสมซึ่งจะมีการถ่ายเทความร้อนจากของแข็งวัสดุพรุนไปสู่แก๊สส่วนผสมในโพรงวัสดุพรุนที่มีความร้อนต่ำกว่าแสดงให้เห็นโดย กำหนดให้อัตราการถ่ายเทความร้อนมีค่าน้อยกว่าศูนย์ในบริเวณโซนหนึ่งดังแสดงในรูปที่ 6.6(ก) 6.6(ข) และ รูปที่ 6.6(ค)

สัดส่วนของพลังงานความร้อนหมุนเวียน (heat recirculation) ในแต่ละกรณีสามารถคำนวณได้จาก [18] ซึ่งปริมาณความร้อนหมุนเวียนในกรณีที่ 2 กรณีที่ 3 และกรณีที่ 4 มีค่าเท่ากับ 2.37% 13.97% และ 18.59% ตามลำดับ สำหรับกนณีที่ 2 ซึ่งค่าคำนวณสัดส่วนการหมุนเวียนความร้อนมีค่าน้อยเนื่องมาจากระยะการอุ่นส่วนผสมเป็นบริเวณที่สั้น ทำให้ตำแหน่งที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้อยู่ใกล้กับบริเวณทางเข้าของวัสดุพรุน กรณีนี้ส่วนผสมได้รับความร้อนหมุนเวียนจากการเผาไหม้จากการแผ่รังสีความร้อนออกสู่ส่วนล่างของตะแกรง ซึ่งแสดงให้เห็นจากค่า T0 ที่มีค่าสูงบริเวณใต้ตำแหน่งตะแกรง

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

6.1.2 ผลกระทบของค่าคงที่การดับ (extinction coefficient)

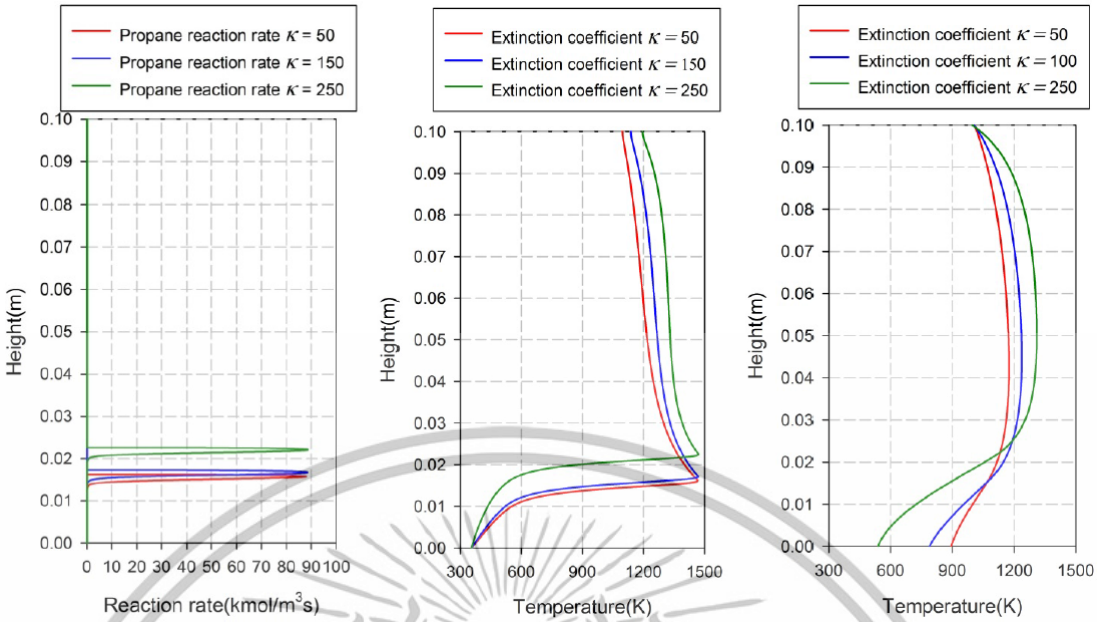
ในการจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนในงานวิจัยนี้ พิจารณาการแผ่รังสีความร้อนระหว่างเนื้อของแข็งวัสดุพรุนเท่านั้น โดยละทิ้งผลกระทบจากการแผ่รังสีความร้อนของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน การจำลองนี้ใช้แบบจำลองการแผ่รังสีความร้อนแบบโรสแลนด์ (Rosseland model) ซึ่งมีแนวคิดว่าการแผ่รังสีความร้อนภายในของแข็งวัสดุพรุนเกิดขึ้นแบบการแพร่ ซึ่งแนวคิดนี้ตั้งอยู่บนเงื่อนไขของการแผ่รังสีความร้อนที่มีการดับที่รวดเร็ว ซึ่งเป็นแบบจำลองที่ยอมรับว่าแม่นยำพียงพอที่จะใช้ในการจำลองการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุน [16] [23] และ [27] แบบจำลองโรสแลนด์จำเป็นต้องระบุค่าคงที่การดับ (extinction coefficient) ในทางปฏิบัติการระบุค่าคงที่การดับนั้นทำได้ยาก เนื่องจากค่าคงที่นี้ขึ้นอยู่กับ ขนาด และรูปร่างโพรง และค่าคุณสมบัติทางความร้อนของของแข็งภายในพื้นที่วัสดุพรุน โพรงวัสดุพรุนที่มีขนาดเล็กกว่ามีแนวโน้มที่จะมีค่าคงที่การดับที่สูงกว่าเนื่องจากรังสีความร้อนถูกลดทอนความเข้มข้นจนหมดภายในระยะทางสั้นๆจากพื้นผิวของแข็งวัสดุพรุน [20] ในการจำลองนี้ได้ศึกษาถึงผลกระทบของค่าคงที่การดับที่มีต่อรูปร่างการกระจายตัวของอุณหภูมิ โดยการแปนผันค่าคงที่การดับสามค่าที่ 50 150 และ 250 โดยทีคงค่าตัวแปรอื่นไว้ดังตารางที่ 5.2



(ก) ตำแหน่งการเกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ (ข) อุณหภูมิแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน (ค) อุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุน

รูปที่ 6.8 แสดงผลกระทบของค่าคงที่การดับค่าต่างๆของกรณีที่ 3

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



(ก) ตำแหน่งการเกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ (ข) อุณหภูมิแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน (ค) อุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุน

รูปที่ 6.9 แสดงผลกระทบของค่าคงที่การดับค่าต่างๆของกรณีที่ 4

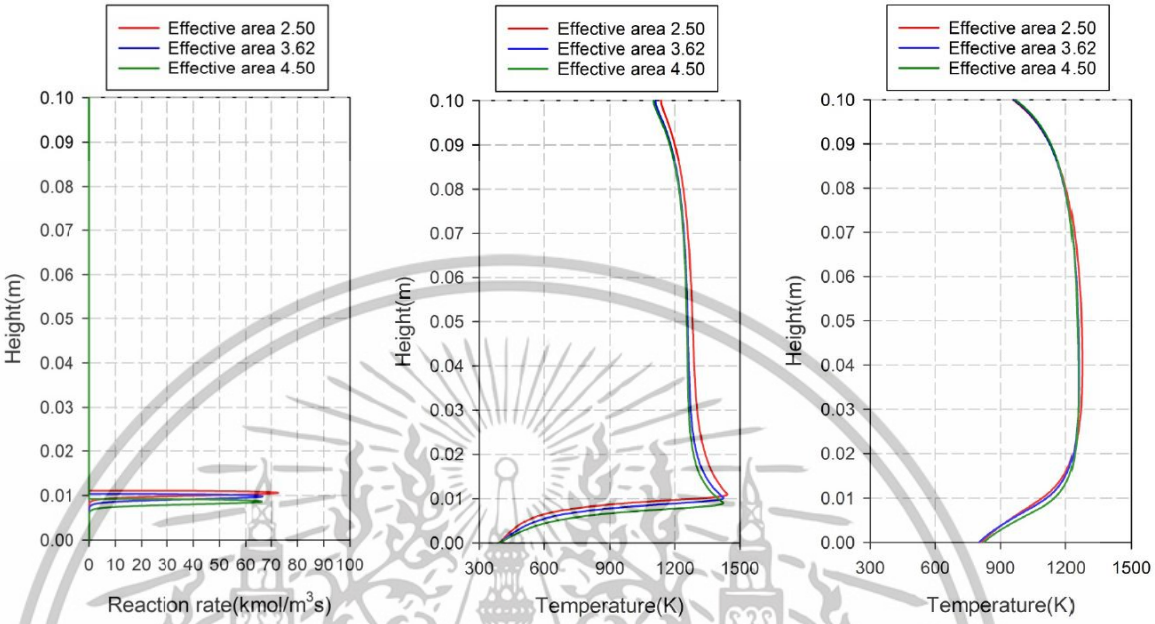
เมื่อเพิ่มค่าคงที่การดับจะส่งผลให้ระยะการอุ่นส่วนผสมลดลงดังแสดงในรูปที่ 6.7 และ 6.8 ความแตกต่างระหว่างอุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุน และแก๊สในโพรงวัสดุพรุนมีค่าสูงขึ้นเมื่อค่าคงที่การดับมีค่าสูงขึ้น โดยที่รูปร่างของอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุนมีลักษณะเกร์เดียนท์โดยรวมที่น้อยลง ในขณะที่รูปร่างการกระจายอุณหภูมิของแก๊สในโพรงวัสดุพรุนไม่เกิดการเปลี่ยนแปลงเมื่อมีการแปรผันค่าคงที่การดับ อุณหภูมิของส่วนผสมที่ไหลเข้าจะได้รับอัตราการถ่ายเทความร้อนจากของแข็งวัสดุพรุนที่มากขึ้นทำให้มีอุณหภูมิสูงขึ้นอย่างรวดเร็ว เนื่องจากอุณหภูมิที่แตกต่างกันมากขึ้นระหว่างของแข็งวัสดุพรุนและส่วนผสมอากาศเชื้อเพลิง จึงมีอุณภูมิถึงจุดติดไฟ (ignition temperature) ได้ในระยะทางที่สั้นกว่าในกรณีที่ค่าคงที่การดับมีค่าน้อยกว่า เป็นที่น่าสังเกตุว่าในกรณีที่ 4 ซึ่งมีค่าพลังงานการเผาไหม้ที่สูง ค่าคงที่การดับที่เลี่ยนไปจะส่งผลต่อการเปลี่ยนแปลงลักษณะโดยรวมของอุณหภูมิที่มากกว่าในกรณีที่ 3 ซึ่งมีค่าพลังงานการเผาไหม้ที่ตต่ำกว่า และพบว่าเมื่อเพิ่มค่าคงที่การดับมากกว่า 250 เปลวไฟจะหลุด (blow off) เนื่องจากมีความเร็วเปลวไฟที่ต่ำกว่าความเร็วของส่วนผสมอากาศเชื้อเพลิง จึงสรุปได้ว่าค่าคงที่การดับมีผลกระทบต่อลักษณะการกระจายอุณหภูมิและการถ่ายเทความร้อนโดยรวมที่มากขึ้นที่อัตราพลังงานสูงขึ้น โดยเฉพาะที่เงื่อนไขที่เข้าใกล้เปลวไฟหลุด

6.1.3 ผลกระทบของค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อน (effective area)

ปริมาณการแลกเปลี่ยนพลังงานความร้อนขึ้นอยู่กับค่าสัมประสิทธิ์ซึ่งมความสัมพันธ์กับค่าเรย์โนลต์ (Reynolds number) ค่าพลานท์ (Prantl number) และค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อน (effective area) การคำนวณค่าคงที่การแลกเปลี่ยนความร้อนของการไหลภายในวัสดุพรุนมีที่มาจากการทำสหสัมพันธ์กับการทดลองที่ออกแบบอย่างเหมาะสม (correlation) สหสัมพันธ์สร้างขึ้นโดยนักวิจัยหลายท่าน [16] [5] อย่างไรก็ตามค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนเป็นค่าเฉพาะซึ่งอยู่กับลักษณะโครงสร้างของวัสดุพรุนนั้นๆ การทดสอบผลกระทบของค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อน

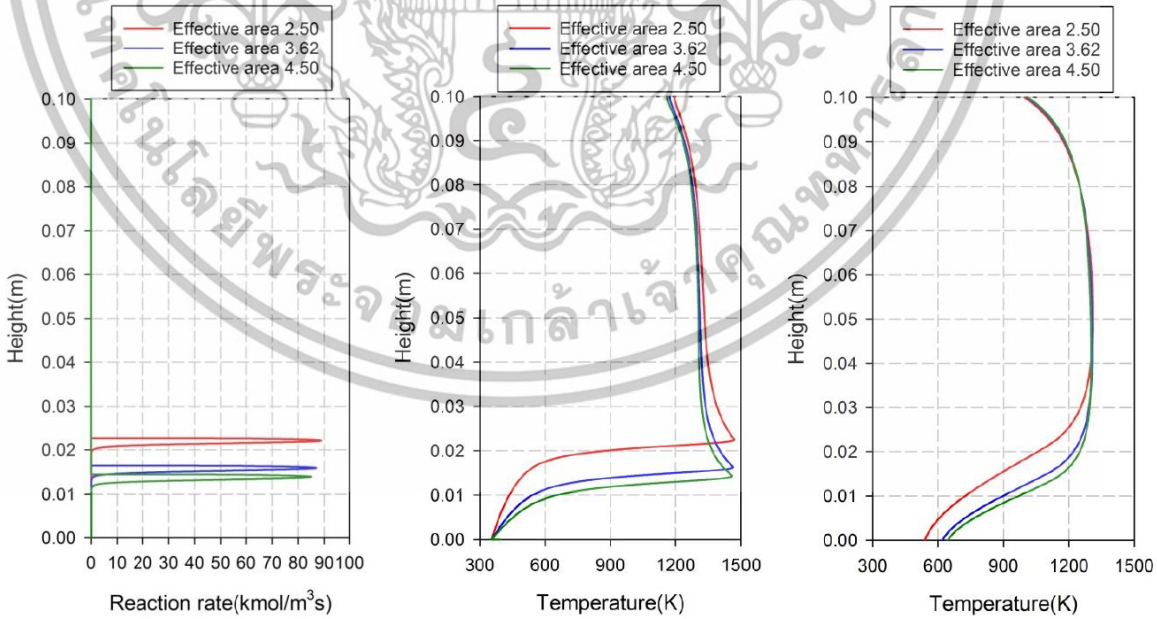
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ในงานวิจัยนี้ทำโดยใช้ค่าพารามิเตอร์ทุกตัวตามตารางที่ 5.2 จากนั้นแปรผันเฉพาะค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อน ดังแสดงในรูป 6.9 และ 6.10



(ก) ตำแหน่งการเกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ (ข) อุณหภูมิแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน (ค) อุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุน

รูปที่ 6.10 แสดงผลกระทบของค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนค่าต่างๆของกรณีที่ 3



(ก) ตำแหน่งการเกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ (ข) อุณหภูมิแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน (ค) อุณหภูมิของแข็งวัสดุพรุน

รูปที่ 6.11 แสดงผลกระทบของค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนค่าต่างๆของกรณีที่ 4

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

การเพิ่มค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อน (effective area) ส่งผลให้ตำแหน่งการเกิดปฏิกริยาการเผาไหม้ขยับเข้ามาใกล้กับตะแกรงมากขึ้นดังแสดงในรูปที่ 6.9(ก), 6.9(ข), 6.9(ค) และ 6.10(ก), 6.10(ข), 6.10(ค) ซึ่งอธิบายได้จากปริมาณการถ่ายเทความร้อนจากของแข็งวัสดุพรุนไปอุ่นส่วนผสมอากาศและเชื้อเพลิงที่มากขึ้นการเปลี่ยนแปลงของค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนนี้ไม่ส่งผลกระทบกับลักษณะรูปร่าง หรือความชันของอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุนดังแสดงในรูป 6.9 และ 6.10 เพียงแต่มีการขยับตำแหน่งไปตามการเปลี่ยนตำแหน่งของบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้ ซึ่งให้ผลที่แตกต่างไปจากผลกระทบของค่าคงที่การดับในหัวข้อที่ผ่านมาซึ่งลักษณะรูปร่าง หรือความชันของอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุนมีการเปลี่ยนแปลงอย่างเห็นได้ชัด รวมไปถึงอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุนที่บริเวณทางเข้าก็มีการเปลี่ยนแปลงที่รุนแรงกว่าผลกระทบจากการเปลี่ยนแปลงค่าพื้นที่ผิวแลกเปลี่ยนความร้อนอย่างเห็นได้ชัด

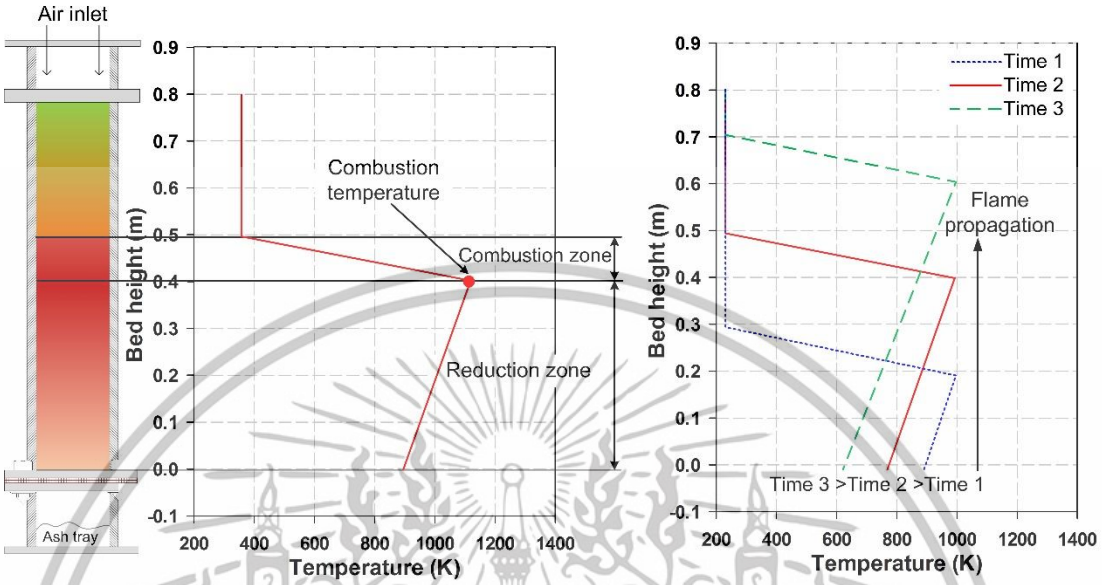
6.2 การลามของเปลวไฟและปฏิกิริยาโดยรวมของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

ลักษณะการลามของเปลวไฟของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงในแต่ละเงื่อนไขการทดสอบมีลักษณะที่คล้ายคลึงกัน ซึ่งจะประกอบด้วยแนวการเผาไหม้เป็นบริเวณที่เกิดปฏิกริยาอ๊อกซิเดชั่นซึ่งเป็นปฏิกริยาที่มีการคายความร้อน และมีบริเวณปฏิกริยารีดักชั่นอยู่ด้านล่างของแนวการเผาไหม้ ซึ่งแสดงให้เห็นในรูปที่ 6.11 บริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้หรืออ๊อกซิเดชั่นสามารถสังเกตุได้จากอุณหภูมิที่เพิ่มขึ้นอย่างรวดเร็วจากอุณหภูมิห้องจนถึงอุณหภูมิสูงสุด (peak temperature) ตามแนวการไหลของอากาศ ซึ่งเป็นบริเวณที่มีเกรเดียนท์อุณหภูมิสูงที่สุด บริเวณนี้จะเกิดการเผาไหม้ของส่วนผสมของอากาศกับสารระเหย (volatile matter) ของเชื้อเพลิงแข็งภายในโพรงช่องว่างระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงแต่ละชิ้นที่เรียงตัวกันอยู่บนตะแกรงเชื้อเพลิง (Packed bed) ดังแสดงในรูปที่ 6.11 อ๊อกซิเจนในอากาศจะถูกบริโภคโดยปฏิกริยาอ๊อกซิเดชั่นจนหมดภายในบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ด้านล่างของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ของสารระเหยจะเป็นบริเวณที่เชื้อเพลิงเปลี่ยนสภาพเป็นถ่าน (char) เนื่องจากเชื้อเพลิงได้ปลดปล่อยสารระเหยออกมาแล้วในบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ด้านล่างของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้จะเป็นบริเวณที่แก๊สอุณหภูมิสูงที่มีส่วนผสมของผลิตภัณฑ์ที่ได้จากปฏิกริยาการเผาไหม้กับแก๊สที่ได้จากสารระเหยเชื้อเพลิง (volatile gas) โดยที่ไม่มีสารอ๊อกซิไดเซอร์เหลืออยู่เนื่องจากโดนบริโภคจนหมด บริเวณที่เกิดการเผาไหม้จะลามขึ้นไปหาส่วนบนของกองเชื้อเพลิงในทิศสวนทางกับทิศทางการไหลของอากาศที่ไหลเข้าสู่แนวการเผาไหม้ ดังแสดงในรูปที่ 6.11

ด้านล่างของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้จะเกิดปฏิกริยารีดักชั่น เนื่องจากแก๊สอุณหภูมิสูงซึ่งประกอบไปด้วยส่วนผสมของผลิตภัณฑ์จากการเผาไหม้และสารระเหยจากเชื้อเพลิง (volatile gas) แก๊สจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ซึ่งอ๊อกซิไดเซอร์หรืออ๊อกซิเจนถูกบริโภคจนหมดถ่ายเทเข้ามาในบริเวณที่เชื้อเพลิงปลดปล่อยสารระเหยไปแล้วและเหลือส่วนของฟิกซ์คาร์บอนหรือถ่าน (char) ซึ่งสังเกตุได้จากเชื้อเพลิงเปลี่ยนเป็นสีดำ แก๊สร้อนที่ถ่ายเทมาจากบริเวณการเผาไหม้จะเกิดปฏิกริยาที่พื้นผิวคาร์บบอนของเชื้อเพลิง (hetero generous reaction)และปฏิกริยา water-gas shift (homogeneous reaction) ซึ่งปฏิกริยาเหล่านี้จะให้ผลิตภัณฑ์เป็นสารที่เผาไหม้ได้ ซึ่งได้แก่ แก๊สคาร์บอนโมโนอ๊อกไซด์ และ แก๊สไฮโดรเจน โดยบริโภคสารที่เผาไหม้ไม่ได้ได้แก่ ไอน้ำ และคาร์บบอนได้อ๊อกไซด์ จึงส่งผลให้ค่าความร้อน (heating value) ในแก๊สเพิ่มขึ้น รีดักชั่นเป็นปฏิกริยาดูดความ

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ร้อนโดยรวม (endothermic reaction) ส่งผลให้อุณหภูมิแก๊สร้อนลดลงอย่างต่อเนื่องตลอดแนวการไหลของแก๊สที่ไหลผ่าน ดังแสดงในรูปที่ 6.11



(ก) แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้และบริเวณปฏิกิริยารีดักชั่นด้านล่างของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้

(ข) แสดงลักษณะการลามของแนวการเผาไหม้จากการกระจายอุณหภูมิที่เวลาต่างๆ

รูปที่ 6.12 พฤติกรรมการลามของเปลวไฟและการกระจายตัวของอุณหภูมิที่เกิดขึ้นภายในเตาแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

6.2.1 การวิเคราะห์การลามของเปลวไฟของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

ความเร็วในการลามของเปลวไฟในกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงสามารถคำนวณได้โดย [46] ความเร็วเปลวไฟขึ้นอยู่กับตัวแปรหลายตัว เช่น รูปทรง และ ขนาดของชิ้นเชื้อเพลิง ค่าความชื้นของเชื้อเพลิง อัตราการไหลของอากาศ เป็นต้น อัตราการลามของเปลวไฟสามารถอธิบายได้ด้วยการถ่ายเทความร้อนและการถ่ายเทมวลสารของแก๊สต่างๆ ที่ในทิศทางตรงกันข้ามกับทิศการไหลของอากาศบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้ ซึ่งสามารถอธิบายได้ดังรูปที่ 6.11(ข) การลามของเปลวไฟสามารถแบ่งออกเป็นสองลักษณะโดยที่ขึ้นกับอัตราการไหลของอากาศที่ป้อนให้กับเชื้อเพลิงที่เงื่อนไขใดๆ

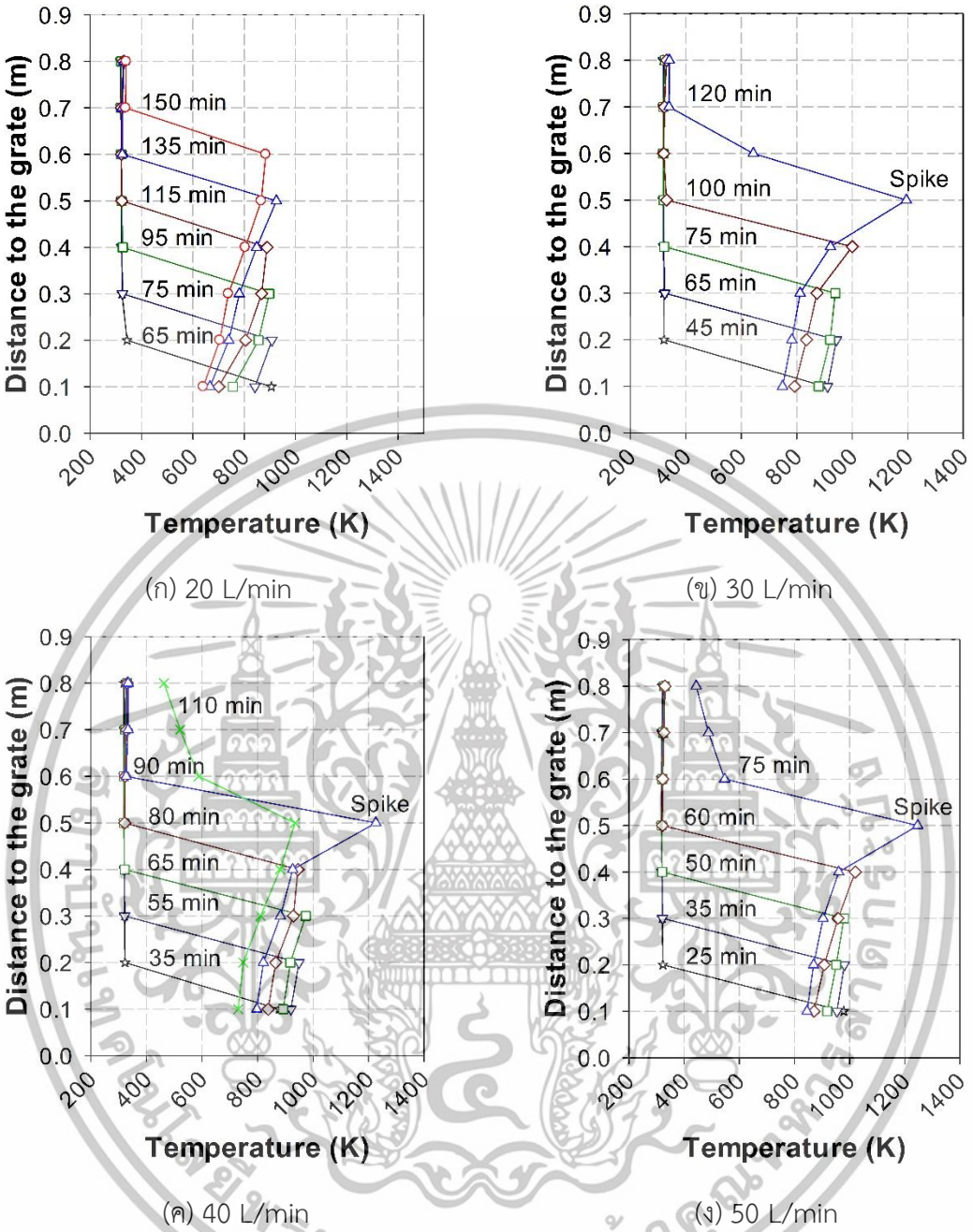
ลักษณะที่หนึ่งเกิดขึ้นในช่วงอัตราการไหลอากาศน้อยจะพบว่า อัตราการลามเปลวไฟจะเพิ่มขึ้นเมื่ออัตราการไหลอากาศเพิ่มขึ้น เมื่อเพิ่มอัตราการไหลอากาศขึ้นไปจนถึงค่าที่ให้ค่าอัตราการลามเปลวไฟสูงสุดจะนิยามว่าเป็นอัตราการไหลอากาศวิกฤติ เมื่อเพิ่มอัตราการไหลอากาศมากกว่าค่าอัตราการไหลอากาศวิกฤติพฤติกรรมการลามเปลวไฟจะเปลี่ยนไปเป็นลักษณะที่สอง ซึ่งจะพบว่าอัตราการลามเปลวไฟจะลดลงเมื่อเพิ่มอัตราการไหลอากาศ [46] นอกจากนั้นยังพบว่าค่าอุณหภูมิสูงสุดหรือค่าอุณหภูมิการเผาไหม้แปรผันตรงกับความเร็วการลามเปลวไฟ [43]

หลังจากผ่านกระบวนการจุดติดเชื้อเพลิงบริเวณด้านล่างของเตาทดสอบแล้ว เปลวไฟจะลามในทิศทางขึ้นบนสวนทางกับทิศทางการจ่ายอากาศซึ่งแสดงให้เห็นได้จากการกระจายอุณหภูมิตามแนวดิ่งที่ระยะเวลาต่างๆในแต่ละกรณีการทดลองแสดงในรูปที่ 6.12(ก), 6.12(ข), 6.12(ค) และ 6.12(

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ง) และ รูปที่ 6.13(ก), 6.13(ข) ความเร็วของเปลวไฟในแต่ละกรณีถูกคำนวณ และแสดงในรูปที่ 6.14 ในทุกกรณีทดสอบพบว่าการลามของเปลวไฟอยู่ในลักษณะที่หนึ่ง คืออัตราการลามเปลวไฟจะเพิ่มขึ้นเมื่ออัตราการไหลอากาศเพิ่มขึ้น อัตราการลามเปลวไฟของเชื้อเพลิงอัดเม็ดมีความเร็วน้อยกว่าอัตราการลามเปลวไฟของเชื้อเพลิงแกลบประมาณห้าเท่าที่อัตราการไหลอากาศเท่ากัน ซึ่งเป็นไปได้ว่ามีสาเหตุมาจากความหนาแน่นเชิงมวลของเชื้อเพลิงอัดเม็ดภายในปริมาตรที่เรียงกันอยู่ภายในเตามีค่าสูงกว่าความหนาแน่นเชิงมวลของเชื้อเพลิงแกลบอยู่ประมาณหกเท่า ความหนาแน่นเชิงมวลที่มากกว่าทำให้ชิ้นเชื้อเพลิงต้องการพลังงานความร้อน (sensible energy) ในการทำให้อุณหภูมิเพิ่มสูงถึงจุดที่จะปลดปล่อยสารระเหยที่สามารถจุดติดไฟได้ (pyrolysis) ความร้อนจากปฏิกริยาอ๊อกซิเดชั่นในบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ของสารระเหยถ่ายเทในรูปแบบของการนำและการพา การนำความร้อนเกิดขึ้นทั้งทิศทางเดียวกับการไหลของอากาศและในทิศตรงกันข้ามกับทิศทางการไหลของอากาศ ในขณะที่การพัดพาความร้อนเกิดขึ้นในทิศทางเดียวกันกับทิศการไหลของอากาศซึ่งจะพัดพาลงสู่ด้านล่างของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ การลามของเปลวไฟจะไม่สามารถลามลงสู่ด้านล่างได้ เนื่องจากสารอ๊อกซิไดเซอร์ หรืออ๊อกซิเจนถูกบริโภคจนหมดที่บริเวณการเผาไหม้ แม้ว่าด้านล่างของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้จะได้รับการถ่ายเทความร้อนและมวลสารระเหย (volatile matter) จากการพัดพาออกจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้และการระเหยของสารที่เผาไหม้ได้จากเชื้อเพลิงก็ตาม ดังนั้นการลามของเปลวไฟในบริเวณที่เกิดการเผาไหม้จึงสามารถลามขึ้นสู่ทิศด้านบนของกองเชื้อเพลิงเท่านั้น การลามของเปลวไฟขึ้นอยู่กับการถ่ายเทความร้อนและมวลสารระเหยของเชื้อเพลิงด้วยการแพร่เท่านั้น (diffusion transport) เปลวไฟจะลามขึ้นสู่ด้านบนก็ต่อเมื่อบริเวณเหนือเปลวไฟมีความเข้มข้นของสารที่เผาไหม้ได้ และมีค่าอุณหภูมิสูงจนถึงจุดที่ส่วนผสมสารเชื้อเพลิงและอากาศอยู่ในย่านที่สามารถจุดติดเปลวไฟภายในโพรงช่องว่างของกองเชื้อเพลิงได้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

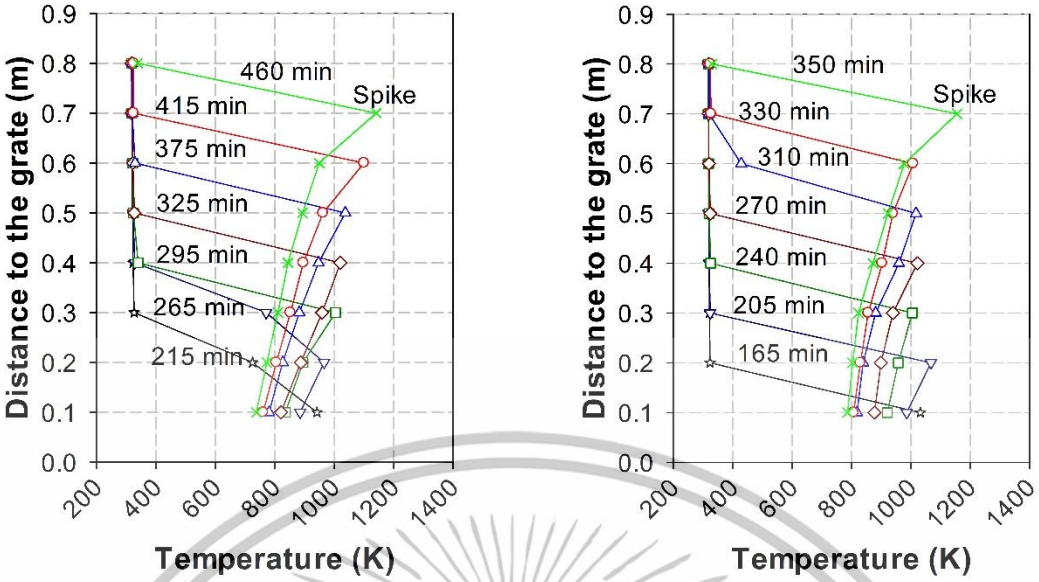


(ก) 20 L/min (ข) 30 L/min

(ค) 40 L/min (ง) 50 L/min

รูปที่ 6.13 แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ที่อัตราการไหลอากาศต่างของเชื้อเพลิงแกลบ

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



(ก) 40 L/min (ข) 50 L/min

รูปที่ 6.14 แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ที่อัตราการไหลอากาศต่างๆของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด

ในบทความนี้อุณหภูมิการเผาไหม้จะนิยามจากอุณหภูมิสูงสุด (peak temperature) ดังแสดงในรูปที่ 6.11 ในทุกกรณีของการทดสอบพบว่าค่าอุณหภูมิสูงสุดมีค่าสูงขึ้นที่อัตราการไหลอากาศที่สูงขึ้นดังแสดงให้เห็นในรูปที่ 6.15 ค่าอุณหภูมิการเผาไหม้หรือค่าอุณหภูมิสูงสุดแปรผันตรงกับอัตราการนำความร้อนถ่ายเทในทิศสวนทางกับทิศการไหลอากาศขึ้นไปอุ่นเชื้อเพลิงจนมีอุณหภูมิสูงขึ้นถึงจุดที่สามารถปลดปล่อยสารระเหยที่เผาไหม้ได้และเมื่อสารที่เผาไหม้ได้ผสมกับอากาศที่ไหลเข้าจากทิศบนได้รับความร้อนจนถึงจุดที่สามารถจุดติดไฟได้ เปลวไฟจะเคลื่อนตำแหน่งสู่ทิศด้านบนของแนวการเผาไหม้เดิม อัตราการถ่ายเทความร้อนแปรผันตรงกับอุณหภูมิการเผาไหม้จากการทดลองเนื่องจากการแพร่ของความร้อนขึ้นอยู่กับเกร์เดียนท์อุณหภูมิบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ในขณะที่ความเร็วการลามของเปลวไฟขึ้นอยู่กับอัตราการแพร่ของความร้อนออกจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ดังนั้นความเร็วการลามของเปลวไฟจึงแปรผันตามค่าอุณหภูมิสูงสุดจากการทดสอบ

ค่าอุณหภูมิสูงสุดหรืออุณหภูมิการเผาไหม้นั้นสามารถอธิบายได้จากอัตราการเกิดปฏิกริยาออ๊กซิเดชั่นซึ่งเป็นปฏิกริยาคายความร้อน อัตราการเกิดปฏิกริยาสามารถอธิบายจากกฎของอาร์ฮีเนียส [9] ในรูปแบบที่ได้เหมือนกันกับที่ได้เขียนไว้ในบทที่ 3 ซึ่งอัตราการเกิดปฏิกริยาขึ้นอยู่กับความเข้มข้นของมวลสารเชื้อเพลิง สารอ๊อกซิไดเซอร์ และค่าอุณหภูมิของบริเวณที่เกิดปฏิกริยาเผาไหม้ ในกรณีการทดสอบพบว่าค่าอุณหภูมิสูงสุดเพิ่มขึ้น เมื่อเพิ่มอัตราการไหลอากาศ เนื่องจากเมื่ออัตราการไหลอากาศเพิ่มขึ้นจะส่งผลให้อัตราการถ่ายเทของสารอ๊อกซิไดเซอร์เข้าสู่บริเวณที่เกิดการเผาไหม้เพิ่มขึ้น ซึ่งในกรณีนี้คืออ๊อกซิเจน ส่งผลให้ความเข้มข้นของอ๊อกซิเจนมีค่าสูงขึ้น และอัตราการเผาไหม้มีค่าสูงขึ้นในที่สุด อย่างไรก็ดี อัตราการไหลอากาศที่เพิ่มขึ้นนั้นส่งผลให้การพัดพาความร้อนออกจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้มีค่าสูงขึ้นในขณะเดียวกัน ดังนั้นในการเพิ่มหรือลดอัตราการไหลอากาศจึงมีปัจจัยเชิงบวกและเชิงลบที่มีต่อค่าอุณหภูมิการเผาไหม้ จากกรณีศึกษา [43] พบว่าเมื่อเพิ่มอัตราการไหลอากาศถึงค่าหนึ่งจะส่งผลให้อุณหภูมิการเผาไหม้มีค่าลดลงเนื่องจากปัจจัยการสูญเสียความร้อน

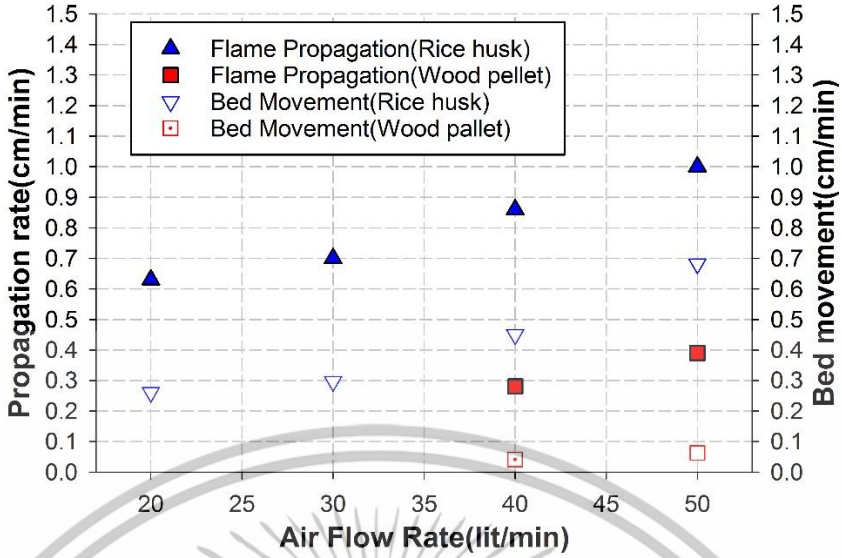
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

จากการพัดพาความร้อนมีอิทธิพลเหนืออัตราการถ่ายเทของสารอ๊อกซิไดเซอร์เข้าสู่บริเวณที่เกิดการเผาไหม้

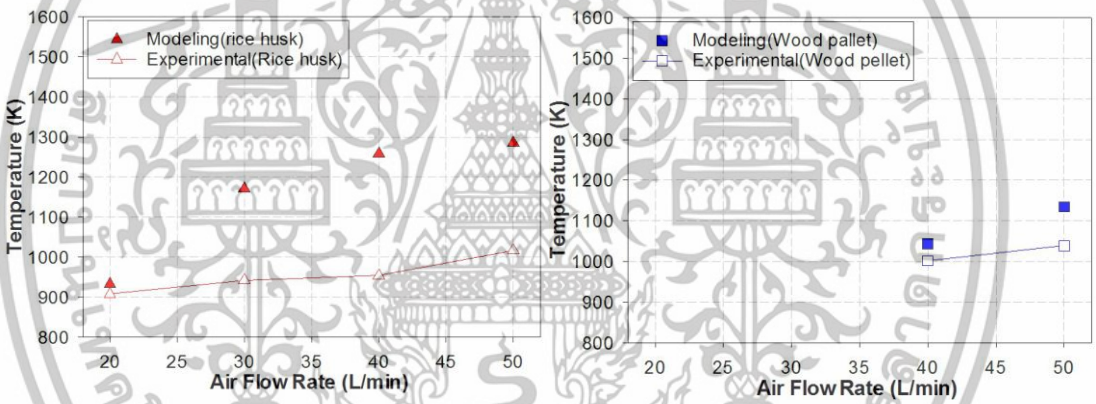
พบว่ามีการไต่ขึ้นของอุณหภูมิอย่างรวดเร็ว (Temperature spike) ในทุกกรณีดังแสดงในรูปที่ 6.12 และรูปที่ 6.13 การไต่ขึ้นของอุณหภูมิอย่างรวดเร็วเกิดขึ้นเมื่อเปลวไฟลามถึงพื้นผิวด้านบนของกองเชื้อเพลิง ซึ่งเป็นจุดสิ้นสุดการทดสอบในแต่ละกรณี วาวล์ควบคุมการไหลอากาศจะถูกปิด ค่าอุณหภูมิที่เวลาต่างๆจากอุปกรณ์บันทึกค่าอุณหภูมิจะถูกนำไปวิเคราะห์ การไต่ขึ้นของอุณหภูมิอย่างรวดเร็วเกิดขึ้นจากเมื่อบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ลามขึ้นมาจนถึงพื้นผิวบนสุดของกองเชื้อเพลิงแล้ว การลามของเปลวไฟจะหยุดลงเนื่องจากไม่มีเชื้อเพลิงให้เปลวไฟสามารถลามขึ้นไปต่อได้อีก บริเวณที่เกิดการเผาไหม้จะเกิดขึ้นบริเวณผิวบนสุดของกองเชื้อเพลิงและจะหยุดอยู่บริเวณนี้เป็นระยะเวลาหนึ่งจนเชื้อเพลิงในบริเวณนี้ปลดปล่อยสารระเหยจนหมดเหลือแต่ฟิกซ์คาร์บอนหรือถ่าน ซึ่งการเผาไหม้จะเปลี่ยนเป็นการเผาไหม้ถ่าน (char combustion) ซึ่งจะประกอบไปด้วยการเผาไหม้คาร์บอนที่พื้นผิวเชื้อเพลิง (heterogeneous combustion) และการเผาไหม้สารระเหยจากถ่านภายในช่องว่างระหว่างชิ้นเชื้อเพลิง (homogeneous combustion) การเผาไหม้ถ่านโดยที่สารระเหยจากเชื้อเพลิง (volatile matter) หมดแล้ว จะมีอุณหภูมิสูงกว่าการเผาไหม้เชื้อเพลิงใหม่ซึ่งการเผาไหม้ส่วนใหญ่มาจากสารระเหยในเชื้อเพลิง (volatile combustion) เนื่องจากสารระเหยในเชื้อเพลิงมีส่วนประกอบของสารที่เผาไหม้ไม่ได้อยู่ปริมาณมาก เช่น ไอน้ำ (จากทั้งส่วนของความชื้น และส่วนที่ได้จากปฏิกริยาไพโรไลซิส) และคาร์บอนไดอ๊อกไซด์ เป็นต้น สารระเหยที่เผาไหม้ไม่ได้เหล่านี้จะเป็นภาระทางความร้อน ทำให้ค่าความร้อนของแก๊สลดลง และอุณหภูมิเผาไหม้ลดลงเมื่อเทียบกับการเผาไหม้ถ่าน (char combustion)

เมื่อการเผาไหม้ที่ผิวบนสุดของเชื้อเพลิงดำเนินต่อไปโดยไม่หยุดจ่ายอากาศ เชื้อเพลิงที่บริเวณนี้จะเปลี่ยนจากถ่าน (char) เป็นเถ้า (ash) ซึ่งไม่สามารถเผาไหม้ได้ แนวการเผาไหม้จะเริ่มเคลื่อนที่ลงสู่ด้านล่างของเตาถ้ายังคงจ่ายอากาศต่อไป เนื่องจากในขณะที่เปลวไฟลามขึ้นด้วยความเร็วค่าๆหนึ่งนั้นเชื้อเพลิงที่ถูกเปลวไฟลามผ่านไปยังคงเหลือเชื้อเพลิงส่วนที่เผาไหม้ได้อยู่ ดังนั้นเมื่อผิวบนสุดของกองเชื้อเพลิงเปลี่ยนเป็นเถ้าที่เผาไหม้ไม่ได้แล้วอากาศที่ไหลผ่านแนวการเผาไหม้เดิมจะเริ่มเหลือเนื่องจากปฏิกริยาการเผาไหม้ที่ลดลง และความร้อนจะถูกถ่ายเทออกจากแนวการเผาไหม้เดิมด้วยการพัดพาความร้อนลงสู่ด้านล่าง ซึ่งมีเชื้อเพลิงที่ยังคงเผาไหม้ได้อยู่ เมื่อมีเชื้อเพลิง ความร้อน และสารอ๊อกซิไดเซอร์ จึงทำให้แนวเปลวไฟสามารถเคลื่อนที่ในทิศทางลงสู่ด้านล่างของเตาได้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



รูปที่ 6.15 แสดงอัตราการลามของเปลวไฟและการทรุดตัวของกองเชื้อเพลิงที่อัตราการไหลอากาศต่างๆ



(ก) แกลบ (ข) ชีวมวลอัดเม็ด

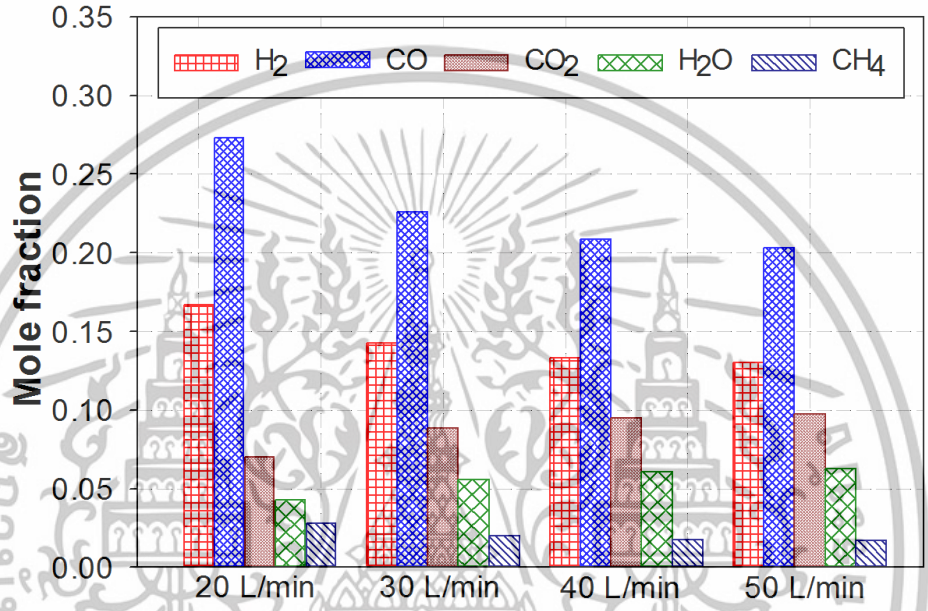
รูปที่ 6.16 เปรียบเทียบแบบจำลองทางคณิตศาสตร์และการทดลองของอุณหภูมิของโซนการเผาไหม้ที่อัตราการไหลอากาศต่างๆ

6.2.2 การวิเคราะห์ส่วนของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้โดยใช้แบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์

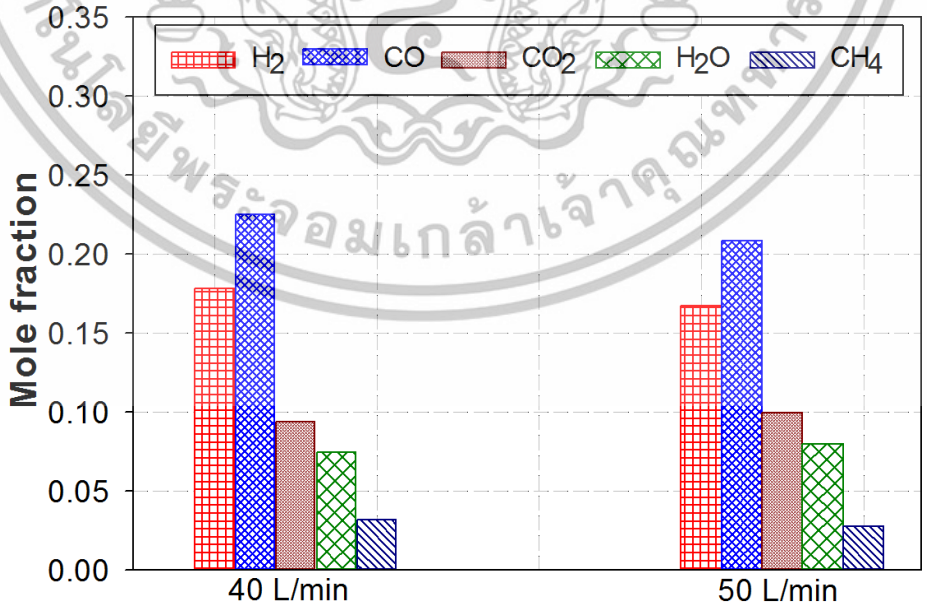
อุณหภูมิเผาไหม้และบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ถูกนิยามจากค่าอุณหภูมิสูงสุดที่เวลาใดๆ และตำแหน่งอุณหภูมิสูงสุดเป็นบริเวณที่เริ่มเกิดปฏิกรยารีดักชั่นเช่นกัน โดยทั่วไปบริเวณที่เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้เป็นบริเวณที่เล็กเมื่อเทียบกับบริเวณที่เกิดปฏิกริยารัดักชั่น [34] ซึ่งบริเวณของรีดักชั่นเกิดขึ้นด้านล่างของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ลงมาจนกระทั่งอุณหภูมิลดต่ำจนปฏิกริยาไม่สามารถเกิดขึ้นได้

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ในขั้นตอนการสร้างแบบจำลองทางเทอร์โมไดนามิกส์ เริ่มจากการหาค่า m (4.76 โมลอากาศต่อ 1 โมลเชื้อเพลิง) ในสมการที่ 3.33 สมการการเผาไหม้โดยรวม (Global reaction) สามารถเขียนได้เมื่อทราบส่วนประกอบทางเคมีของเชื้อเพลิงแข็ง ซึ่งการทดสอบนี้อ้างอิงข้อมูลการวิเคราะห์เชื้อเพลิงจาก [42] และ [45] สัดส่วนมวลของเชื้อเพลิงและอากาศในแต่ละการทดสอบ สามารถประมาณได้ปริมาณอากาศทั้งหมดที่ใช้ในแต่ละการทดสอบ และมวลเชื้อเพลิงที่ชั่งก่อนทดสอบในแต่ละกรณีอัตราส่วนสมมูลได้แสดงในตาราง 5.4



รูปที่ 6.17 องค์ประกอบของแก๊สของโซนการเผาไหม้ที่ได้จากแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ของเชื้อเพลิงแกลบ



รูปที่ 6.18 องค์ประกอบของแก๊สของโซนการเผาไหม้ที่ได้จากแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

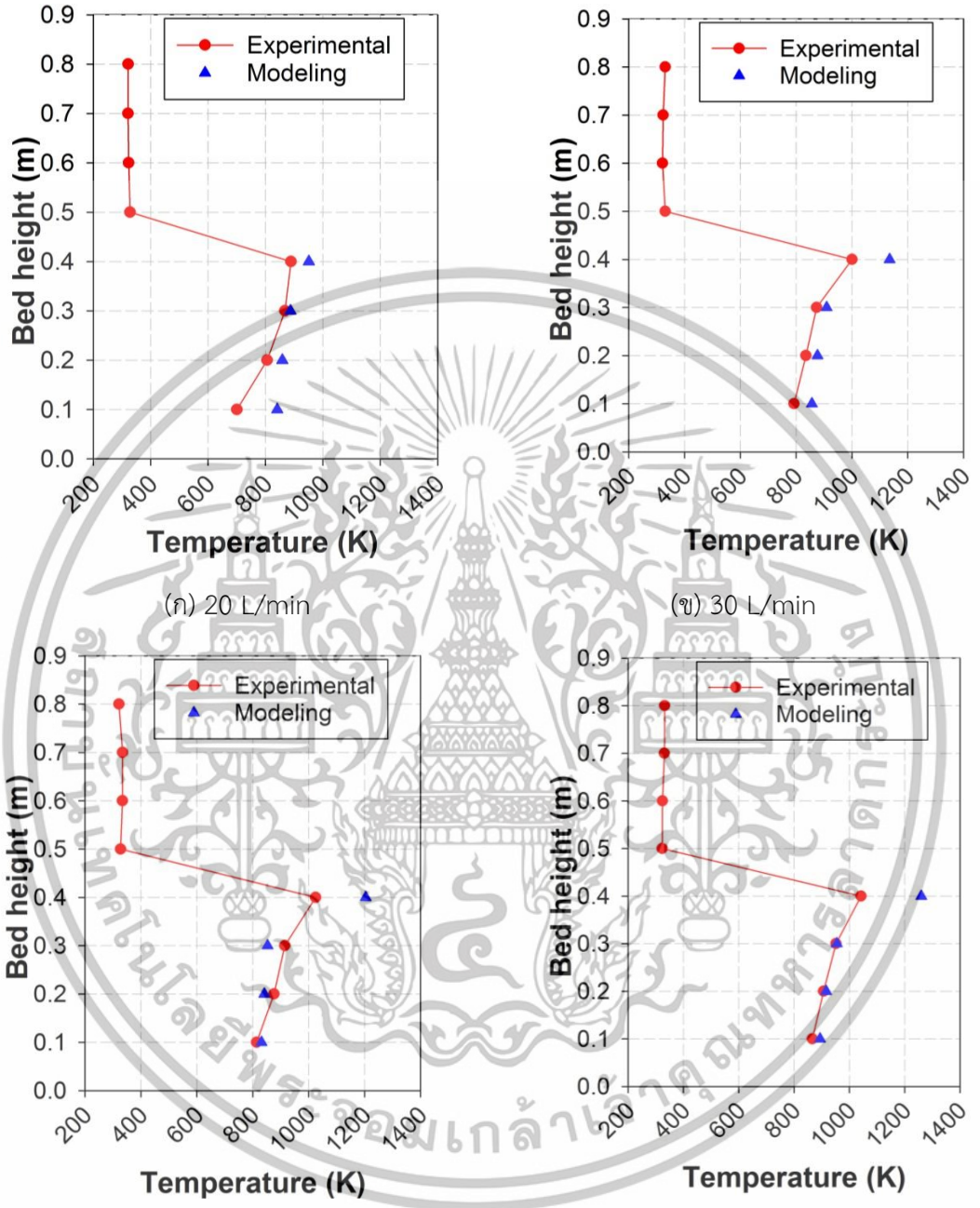
ค่าอุณหภูมิการเผาไหม้ที่ทำนายจากแบบจำลองสมดุลเคมีมีค่าสูงกว่าค่าที่ได้จากการทดลองในทุกกรณีดังแสดงในรูปที่ 6.15 เนื่องจากแบบจำลองนี้สร้างขึ้นโดยเงื่อนไขของการไม่สูญเสียความร้อนออกจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ และการเผาไหม้มีลักษณะเป็นเนื้อเดียวกัน แต่ในความเป็นจริงแล้วมีการถ่ายเทความร้อนออกจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้จากการนำและการพัดพาความร้อนดังที่ได้กล่าวมาแล้ว ซึ่งการถ่ายเทความร้อนนี้เป็นกลไกที่ใช้อธิบายความเร็วในการลามของบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ บริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่นก็ได้รับความร้อนจากการพัดพาจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้อีกด้วย ผลกระทบจากการเพิ่มอัตราการไหลอากาศส่งผลให้ส่วนผสมเชื้อเพลิงและอากาศของการเผาไหม้โดยรวมมีค่าบางลง (Lean) คือมีอากาศเพื่อให้เกิดปฏิกริยาการเผาไหม้มากขึ้น จึงส่งผลให้ผลผลิตของแก๊สมีส่วนประกอบของผลิตภัณฑ์ของการเผาไหม้ได้แก่ ก๊าซคาร์บอนไดอ๊อกไซด์และไอน้ำมากขึ้น ดังแสดงในรูปที่ 6.16 และ 6.17 ค่าอุณหภูมิการเผาไหม้ของเชื้อเพลิงแกลบมีค่าสูงกว่าเชื้อเพลิงอัดเม็ดประมาณ 200 องศาเซลเซียส ที่อัตราการป้อนอากาศเท่ากัน ในกรณีของเชื้อเพลิงอัดเม็ดพบว่าเปลวไฟดับ (quench) เมื่อปรับอัตราการจ่ายอากาศที่ 20 ลิตรต่อนาที และ 30 ลิตรต่อนาที เนื่องจากขนาดและความหนาแน่นของมวลเชื้อเพลิงอัดเม็ดมีค่าสูงกว่าแกลบจึงทำให้มีความจุความร้อนสูงตามไปด้วย (เมื่อพิจารณาว่าเชื้อเพลิงชีวมวลมีค่าความจุความร้อนต่อหน่วยมวลใกล้เคียงกัน) ซึ่งเมื่อจ่ายอากาศด้วยอัตราการไหลต่ำค่าอัตราการเผาไหม้จะต่ำลงเนื่องจากความเข้มข้นอ๊อกซิไดเซอร์ที่ลดลง เมื่ออัตราการคายความร้อนจากการเผาไหม้ภายในช่องว่างของเชื้อเพลิวที่จัดเรียงตัวกันลดลงต่ำกว่าอัตราการสูญเสียความร้อนให้กับพื้นผิวของเชื้อเพลิงที่มีอุณหภูมิต่ำ อุณหภูมิการเผาไหม้จะลดลงจนถึงจุดที่การเผาไหม้ไม่สามารถรักษาเสถียรภาพเอาไว้ได้จนในที่สุดเปลวไฟจะดับลง

6.2.3 การวิเคราะห์ส่วนของบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่น

แก๊สอุณหภูมิสูงถ่ายเทจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ลงสู่บริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่นซึ่งเชื้อเพลิงเปลี่ยนเป็นถ่าน (char) ปฏิกริยารีดักชั่นมีทั้งในส่วนที่เกิดบนพื้นผิวของคาร์บอนซึ่งเป็นปฏิกริยาที่เกิดขึ้นระหว่างแก๊สร้อนกับพื้นผิวคาร์บอนของเชื้อเพลิง (heterogeneous reaction) และปฏิกริยาที่เกิดระหว่างสารในสภาวะแก๊สที่เกิดขึ้นในโพรงระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงที่กองกันอยู่ ปฏิกริยารีดักชั่นจะส่งเสริมให้เกิดแก๊สคาร์บอนไดอ๊อกไซด์และไฮโดรเจนซึ่งเป็นแก๊สที่เผาไหม้ได้ ในขณะเดียวกันส่วนผสมของแก๊สที่เผาไหม้ไม่ได้ซึ่งเป็นผลผลิตจากปฏิกริยาการเผาไหม้ได้แก่ คาร์บอนไดอ๊อกไซด์และไอน้ำจะมีปริมาณลดลง ดังนั้นปฏิกริยารีดักชั่นจะช่วยส่งเสริมให้ผลผลิตแก๊สมีค่าความร้อนที่สูงขึ้น ปฏิกริยารีดักชั่นประกอบด้วย 4 สมการได้แก่ สมการ 3.43, 3.44, 3.45 และ 3.46 โดยที่สมการ 3.43, 3.44 และ 3.45 เป็นปฏิกิริยาพื้นผิว (char surface reaction) หรือเรียกว่า heterogeneous reaction และสมการ 3.46 เป็นปฏิกิริยาที่เกิดระหว่างแก๊สในภายในโพรงของชิ้นแกลบที่เรียงตัวกันในลักษณะ packed bed ดังที่ได้กล่าวมาแล้วในบทที่ 3 ขั้นตอนการคำนวณเริ่มจากระบุตำแหน่งบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่นซึ่งเริ่มต้นตั้งแต่ตำแหน่งที่เกิดอุณหภูมิสูงสุดลงมาเป็นระยะ 0.3 เมตร จากนั้นแบ่งโซนออกเป็นระยะย่อยๆ (finite layer) แล้วคำนวณการถ่ายเทค่าคุณสมบัติตามวิธีการที่ได้กล่าวมาในบทที่ 3 ในการคิดการถ่ายเทค่าคุณสมบัติระหว่างปริมาตรควบคุมที่อยู่ติดกันนั้นจะพิจารณาเฉพาะการถ่ายเทในส่วนของการพัดพาเท่านั้นโดยจะละทิ้งการถ่ายเทในส่วนของการแพร่ ซึ่งเป็นวิธีการที่ใช้ในแบบจำลองแบบ plug flow reactor [9] [54] อุณหภูมิและส่วนประกอบแก๊สที่ถ่ายเทมาจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ซึ่งคือผลลัพธ์จากแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ ถูกใช้เป็นเงื่อนไขเริ่มต้นของปริมาตรควบคุมที่อยู่ด้านบนสุดของบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่น ค่าความเร็วถูกคำนวณจากปริมาณอากาศในแต่ละกรณี ค่าความพรุนโดยประมาณ

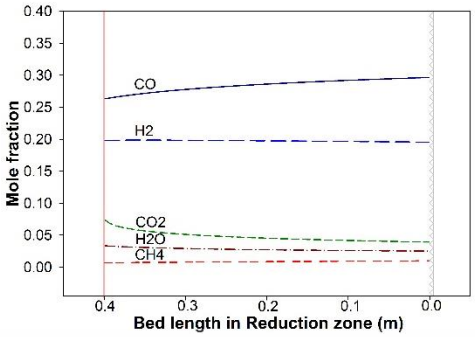
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ของกองเชื้อเพลิง ค่าอุณหภูมิและส่วนประกอบแก๊สจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ และอัตราการสูญเสียมวลเชื้อเพลิงโดยประมาณ

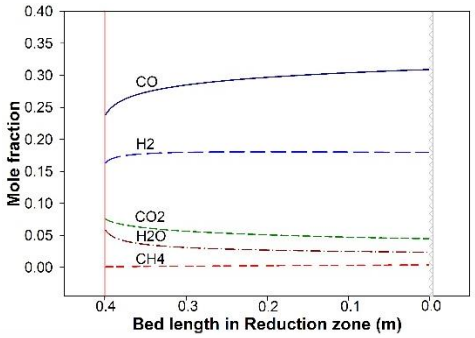


รูปที่ 6.19 แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิโซนรีดักชั่นของเชื้อเพลิงแกลบ

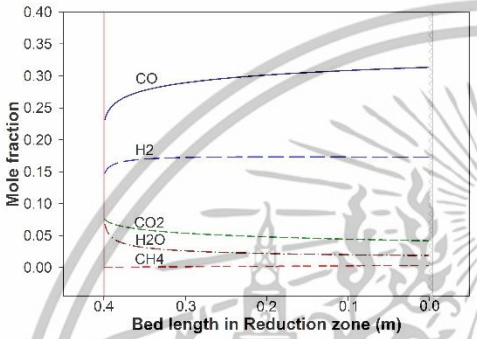
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



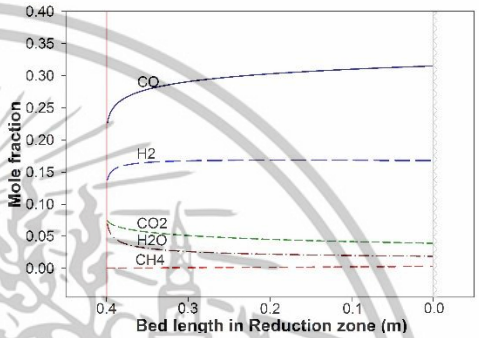
(ก) 20 L/min



(ข) 30 L/min

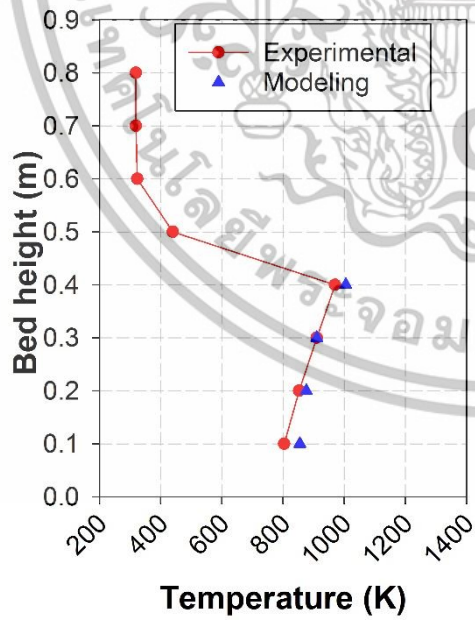


(ค) 40 L/min

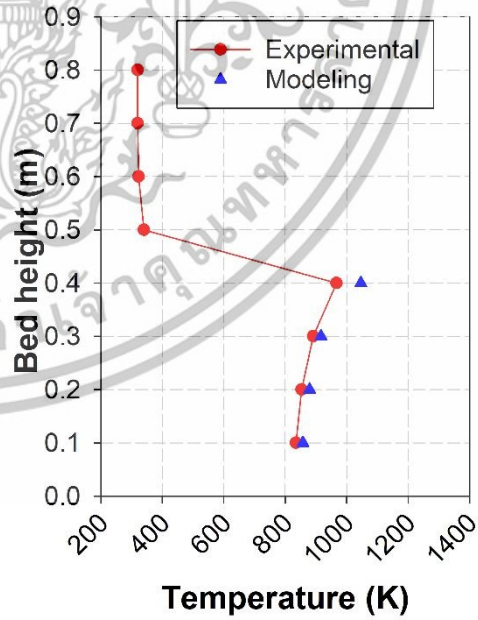


(ง) 50 L/min

รูปที่ 6.20 องค์ประกอบของแก๊สของโซนโซนรีดักชั่นได้จากแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ของเชื้อเพลิงแกลบ



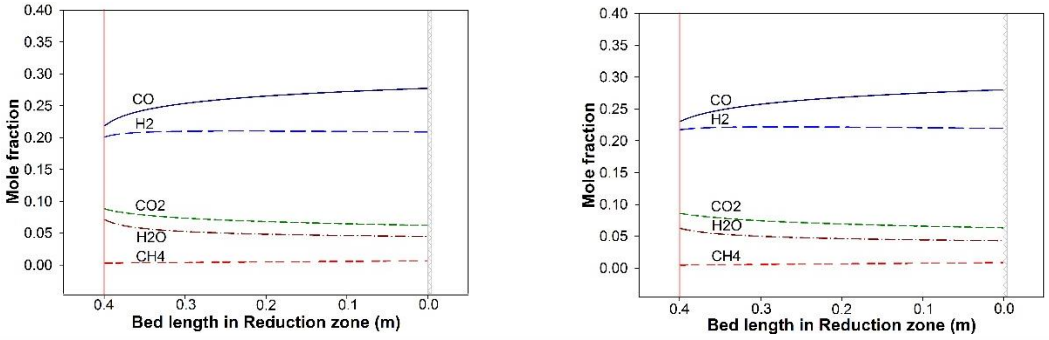
(ก) 40 L/min



(ข) 50 L/min

รูปที่ 6.21 แสดงลักษณะการกระจายอุณหภูมิโซนรีดักชั่นของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



(ก) 40 L/min (ข) 50 L/min

รูปที่ 6.22 องค์ประกอบของแก๊สของโซนโซนรีดักชั่นได้จากแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ของเชื้อเพลิงแกลบ

ลักษณะการกระจายอุณหภูมิมีลักษณะคล้ายกันในทุกกรณี มีการลดลงของอุณหภูมิอย่างรวดเร็วในช่วง 10 เซนติเมตรแรกเมื่อแก๊สร้อนจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ไหลเข้าสู่บริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น สังเกตุได้เกร์เดียนท์ที่สูงของอุณหภูมิในบริเวณนี้ดังแสดงในรูปที่ 6.18 และ 6.20 สาเหตุเนื่องมาจากอุณหภูมิที่สูงของแก๊สจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ส่งเสริมให้เกิดปฏิกิริยาในอัตราที่สูง รีดักชั่นโดยรวมเป็นปฏิกิริยาดูดความร้อน (endothermic reaction) ดังนั้นเกร์เดียนท์ของอุณหภูมิที่บริเวณใดๆ สามารถแสดงถึงอัตราการเกิดปฏิกิริยารีดักชั่นได้ เมื่อพิจารณาว่าการสูญเสียความร้อนสู่สิ่งแวดล้อมมีค่าใกล้เคียงกัน ในช่วงถัดมาที่ระยะต่ำลงพบว่าเกร์เดียท์ของอุณหภูมิมีค่าลดลงเนื่องจากอุณหภูมิที่ลดลงของแก๊สร้อนทำให้อัตราการเกิดปฏิกิริยามีค่าลดลง พบว่าเกร์เดียนท์ของอุณหภูมิในกรณีอัตราการไหลสูงมีค่าสูงกว่ากรณีที่อัตราการไหลต่ำกว่า สาเหตุเนื่องมาจากอุณหภูมิการเผาไหม้ที่สูงของกรณีที่มีอัตราการไหลอากาศที่สูงเมื่อเทียบกับกรณีที่มีอัตราการไหลอากาศต่ำกว่า

กรณีความแตกต่างของการกระจายอุณหภูมิในกรณีอัตราการไหลอากาศ 20 ลิตรต่อนาทีซึ่งพบว่า เกร์เดียนท์อุณหภูมิมีค่าน้อยในช่วงแรกแต่มีค่ามากขึ้นในช่วงท้ายของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่นนั้นยังไม่สามารถหาสาเหตุที่ชัดเจนได้ มีความเป็นได้ว่าอัตราการดูดความร้อนจากปฏิกิริยารีดักชั่นมีอัตราที่น้อย ซึ่งสังเกตุได้จากเกร์เดียนท์อุณหภูมิที่น้อยตลอดช่วงบริเวณรีดักชั่นดังแสดงในรูปที่ 6.18(ก) เนื่องจากอุณหภูมิการเผาไหม้ที่ต่ำ ส่งผลให้การสูญเสียความร้อนเนื่องจากแก๊สร้อนถ่ายเทสู่ชิ้นเชื้อเพลิงที่มีอุณหภูมิต่ำกว่ามีสัดส่วนที่สูงขึ้น ซึ่งอธิบายเกร์เดียนท์อุณหภูมิที่สูงบริเวณส่วนล่างของบริเวณรีดักชั่นได้ ในแบบจำลองนี้มีข้อสมมุติว่าอุณหภูมิระหว่างแก๊สในโพรงกองเชื้อเพลิง และชิ้นเชื้อเพลิงมีอุณหภูมิเท่ากัน (Thermal equilibrium)

แบบจำลองรีดักชั่นที่ค่า CRF มีค่าเท่ากับ 10 ให้ผลการกระจายอุณหภูมิในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่นที่ใกล้เคียงกับผลจากการทดลองในทุกกรณี อย่างไรก็ตามที่อัตราการไหลอากาศ 40 และ 50 ลิตรต่อนาที พบว่าแบบจำลองทำนายเกร์เดียนท์อุณหภูมิมากกว่าผลการทดลองในช่วงแรกของบริเวณรีดักชั่น สาเหตุเนื่องมาจากการทำนายค่าอุณหภูมิในบริเวณที่เกิดการเผาไหม้โดยแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ที่สูงกว่าค่าจากการทดลอง ซึ่งค่าอุณหภูมิการเผาไหม้นี้ใช้เป็นค่าเริ่มต้นสำหรับปริมาตรควบคุมแรกในแบบจำลองรีดักชั่น อัตราการเกิดปฏิกิริยารีดักชั่นในแบบจำลองคำนวณด้วยกฎของอาร์ฮีเนียส ซึ่งมีความสัมพันธ์แบบเอกซ์โพเนนเชียลกับอุณหภูมิซึ่งความแม่นยำของอุณหภูมิจะส่งผลกระทบต่อความแม่นยำในการทำนายอัตราการเกิดปฏิกิริยาเป็นอย่างมาก ในทุก

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

กรณีพบว่าสัดส่วนโมลของแก๊สคาร์บอนไดอ๊อกไซด์กับไอน้ำมีค่าลดลงตลอดช่วงบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่น ในขณะที่แก๊สคาร์บอนโมโนอ๊อกไซด์และไฮโดรเจนมีค่าสูงขึ้น โดยที่ลักษณะรูปร่างการกระจายตัวของปริมาณสารที่เพิ่มขึ้นและลดลงมีลักษณะเดียวกับการกระจายตัวของอุณหภูมิ สัดส่วนโมลของแก๊สไฮโดรเจนลดลงเล็กน้อยเมื่อเพิ่มอัตราการไหลอากาศ ส่วนผสมแก๊สที่ทางออกของบริเวณที่เกิดปฏิกริยารีดักชั่นไม่แตกต่างกันมมากในแต่ละกรณีทดสอบดังแสดงในรูปที่ 6.19 และ 6.21 รูปร่างการกระจายตัวของสัดส่วนส่วนผสมแก๊สแต่ละชนิดในบริเวณรีดักชั่นสอดคล้องกับงานวิจัยท่านอื่นๆ [38] และ [26]

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

บทที่ 7
สรุปผลการวิจัย

7.1 สรุปผลการทดลองและการจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกิริยาเคมี

งานวิจัยในส่วนนี้ประกอบไปด้วยการทดลองและการจำลองพลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณของการเผาไหม้ภายในวัสดุพรุนที่มีความเฉื่อยต่อการเกิดปฏิกิริยา โดยใช้เชื้อเพลิงแอลพีจีที่ประกอบไปด้วยแก๊สโพรเพน 70% โดยปริมาตร และแก๊สบิวเทน 30% โดยปริมาตร การทดลองและแบบจำลองทำที่สามเงื่อนไขกำลังการเผาไหม้ (firing rate) ภายใต้เงื่อนไขการเผาไหม้ที่ส่วนผสมบาง (lean mixture) อัตราส่วนสมมูลที่ 0.4 โปรแกรมคอมพิวเตอร์ได้ถูกพัฒนาขึ้นเองเพื่อใช้เป็นเครื่องมือส่วนเสริมเพื่อเพิ่มมิติความลึกในการวิเคราะห์ผลจากการทดลอง การปรับแก้ (calibration) แบบจำลองทำโดยปรับค่าคงที่การดับ (extinction coefficient) และค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนเนื่องจากความแตกต่างของอุณหภูมิระหว่างของแข็งวัสดุพรุน และแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน โดยการเปรียบเทียบการกระจายอุณหภูมิ (validate) ที่ได้กับผลจากการทดลองที่เงื่อนไขกำลังการเผาไหม้ต่างกัน สามารถสรุปผลได้ดังนี้

1. ผลการจำลองที่ได้ผ่านการปรับแก้ (calibration) ค่าคงที่การดับ และค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนแล้วให้การกระจายอุณหภูมิที่สอดคล้องกับผลการทดลองที่ทั้งสามเงื่อนไขกำลังการเผาไหม้ต่างกัน ที่อัตราส่วนสมมูล 0.4 เป็นอย่างดี

2. อุณหภูมิสูงกว่าอุณหภูมิเปลวไฟอะเดียเบติก (super adiabatic flame temperature) เกิดขึ้นที่ตำแหน่งที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ เป็นอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุนที่ได้จากการจำลองเชิงตัวเลข แต่ไม่สามารถตรวจพบอุณหภูมิสูงกว่าอุณหภูมิเปลวไฟอะเดียเบติกจากการทดลอง

3. การเพิ่มกำลังการเผาไหม้ (firing rate) ส่งผลให้ตำแหน่งที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ขยับเข้าไปอยู่ภายในวัสดุพรุนในตำแหน่งที่ไกลจากทางเข้ามากขึ้น

4. การก่อกำเนิดความร้อนจากการเผาไหม้ และการถ่ายเทความร้อนทั้งในของแข็งวัสดุพรุนและแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน รวมถึงการแลกเปลี่ยนความร้อนระหว่างของแข็งวัสดุพรุนและแก๊สได้ถูกวิเคราะห์อย่างละเอียดในงานวิจัยนี้

5. แบบจำลองที่พัฒนาขึ้นมาให้ผลการกระจายอุณหภูมิที่สอดคล้องกับผลการทดลองเป็นอย่างดี เมื่อพิจารณาว่าการถ่ายเทความร้อนจากการพัดพาระหว่างของแข็งวัสดุพรุนกับแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน และการถ่ายเทความร้อนโดยการแผ่รังสีความร้อนระหว่างของแข็งวัสดุพรุนเป็นปรากฏการณ์ที่สำคัญ

6. การเปลี่ยนแปลงลักษณะกระจายอุณหภูมิจะมีผลมากขึ้นเมื่อเปลี่ยนแปลงค่าคงที่การดับและค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อนระหว่างของแข็งวัสดุพรุนกับแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน ที่กำลังการเผาไหม้ที่สูง หรือช่วงใกล้เปลวไฟหลุด

7. ค่าคงที่การดับ (extinction coefficient) มีผลต่อรูปร่างการกระจายอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุน โดยเฉพาะในบริเวณในช่วงที่อุณหภูมิเพิ่มขึ้นอย่างรวดเร็วตั้งแต่ช่วงทางเข้าจนถึงตำแหน่งที่มีอุณหภูมิสูงสุด (peak temperature)

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

8. ค่าพื้นที่ผิวการแลกเปลี่ยนความร้อน (effective area) มีผลต่อตำแหน่งอุณหภูมิสูงสุด (peak temperature) ที่เปลี่ยนไป แต่ไม่มีผลต่อรูปร่างเกร์เดียนท์การกระจายอุณหภูมิของทั้งอุณหภูมิของของแข็งวัสดุพรุน และอุณหภูมิของแก๊สภายในโพรงวัสดุพรุน

7.2 สรุปผลการทดลองและการจำลองของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลง

การลามของเปลวไฟของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงที่เงื่อนไขอัตราการไหลอากาศต่างๆ โดยใช้แกลบ และชีวมวลอัดเม็ดเป็นเชื้อเพลิง ข้อมูลความเร็วการลามเปลวไฟ อัตราการสูญเสียมวลเชื้อเพลิง และการเคลื่อนที่ของผิวหน้าบนสุดของเชื้อเพลิงได้ถูกนำมาวิเคราะห์ แบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์ได้ถูกนำมาใช้ทำนายอุณหภูมิและส่วนผสมของแก๊สในบริเวณที่มีการเกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ (combustion zone) ผลของแบบจำลองสมดุลทางเทอร์โมไดนามิกส์จพถูกใช้เป็นเงื่อนไขเริ่มต้นให้กับแบบจำลอง plug flow reactor ที่ใช้ในการจำลองในตำแหน่งที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น การทดลองและการจำลองของกระบวนการแก๊สซิฟิเคชั่นแบบไหลลงในงานวิจัยนี้ สามารถสรุปผลได้ดังนี้

1. ความเร็วการลามเปลวไฟเพิ่มขึ้นเมื่อเพิ่มอัตราการไหลอากาศในทุกกรณีการทดลอง ของเชื้อเพลิงแกลบ และเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ดที่อัตราการไหลอากาศในช่วง 20 ลิตรต่อนาที ถึง 50 ลิตรต่อนาที ในกรณีของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ด พบว่าเปลวไฟดับที่อัตราการไหลอากาศ 20 และ 30 ลิตรต่อนาที สาเหตุเนื่องมาจากค่าความหนาแน่น packed bed ของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ดมีค่าสูงกว่าเชื้อเพลิงแกลบอยู่หลายเท่าตัว จึงส่งผลให้เกิดอัตราการสูญเสียความร้อนของการเผาไหม้สารระเหยเชื้อเพลิงภายในโพรงช่องว่างระหว่างชิ้นเชื้อเพลิงที่มากกว่ากรณีเชื้อเพลิงแกลบ

2. ความเร็วการลามเปลวไฟของเชื้อเพลิงแกลบมีค่ามากกว่าของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ดประมาณ 5 เท่าที่อัตราการไหลอากาศเท่ากัน เนื่องจากค่าความหนาแน่น packed bed ของเชื้อเพลิงชีวมวลอัดเม็ดมีค่าสูงกว่าเชื้อเพลิงแกลบอยู่ประมาณ 5 เท่า ความหนาแน่นที่มากขึ้นทำให้ต้องการพลังงานที่สูงกว่าในการเพิ่มอุณหภูมิให้ถึงระดับที่จะปลดปล่อยสารระเหยที่เผาไหม้ได้ ในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้

3. แบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ (thermodynamic equilibrium) ให้ค่าการทำนายอุณหภูมิในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยาการเผาไหม้ที่สูงกว่าค่าจากผลการทดลองในทุกกรณี สาเหตุเนื่องมาจากสมมุติฐานของแบบจำลองที่ว่าไม่มีการสูญเสียความร้อนเกิดขึ้น ซึ่งในกรณีนี้ความร้อนจำนวนหนึ่งถูกถ่ายเทออกจากบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ ไปในบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น และยังถ่ายเทให้กับเชื้อเพลิงที่อยู่ด้านบนบริเวณที่เกิดการเผาไหม้ จึงทำให้เกิดปรากฏการ์ณการลามของเปลวไฟได้

4. ค่าอุณหภูมิจากแบบจำลองสมดุลทางอุณหพลศาสตร์ที่สูงกว่าค่าจากการทดลองซึ่งใช้เป็นค่าเริ่มต้นให้กับแบบจำลอง plug flow reactor ในการทำนายบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น ส่งผลกระทบให้เกร์เดียนท์ของอุณหภูมิสูงกว่าผลจากการทดลองในช่วงเริ่มต้นของบริเวณที่เกิดปฏิกิริยารีดักชั่น

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

เอกสารอ้างอิง

[1] Susie Wood, Anndrew T.Harris "Porous burners for lean-burn applications" **Progress in Energy and Combustion Science.** vol.34, 2008, pp.667-684

[2] A.Lapirattanakun, J.Charoensuk "Development of porous media burner operating on waste vegetable oil" **Applied Thermal Engineering.** vol.110, 2017, pp.190-201

[3] P.Muthukumar, P.I. Shyamkumar "Development of novel porous radiant burners for LPG cooking applications" **Fuel.** vol.112, 2013, pp.562-566

[4] W.Yokasenakul, S.Jugjai "Design and development of a SPMB (self-aspiring, porous medium burner) with a submerged flame" **Energy.** Vol.36, 2011, pp.3092-3100

[5] S.Voss, M.A.A Mendes, J.M.C Pereira, S.Ray, J.C.F Pereira, D.Trimis "Investigation on the thermal flame thickness for lean premixed combustion of low calorific H2/CO mixtures within porous inert media" **Proceeding of the Combustion Institute.** vol.34, 2013, pp.3335-3342

[6] Yuqing Wang, Hongyu Zeng, Yixiang Shi, Ningsheng Cai "Methane partial oxidation in a two-layer porous media burner with Al2O3 pellets of different diameters" **Fuel.** vol.217, 2018, pp.45-50

[7] M.Abdul Mujeebu, M.Z.Abdullah, M.Z. Abu Bakar, A.A., R.M.N.Muhad, M.K.Abdullah "Combustion in porous media and its applications – A comprehensive survey" **Journal of Environmental Managemment.** vol.90, 2009, pp.2287-2312

[8] **J.M. Beér, N.A.Chigier**, 1972 "**Combustion Aerodynamics**" **Applied Science Publisher Ltd**

[9] **S.R. Turns**, 2000 "**An Introduction to Combustion**", Concept and Application, Second Edition, **McGraw-Hill**

[10] Z. Xuemei, L. Heying, Z. Lu, C. Zhiguang, Q. Chaokui "Combustion characteristics of porous media burners under various back pressures: An experimental study" **Natural Gas Industry B**. vol.4, 2017, pp.264-269

[11] J. Charoensuk, A. Laphirattanakul "On flame stability distribution and burnout of air-staged porous media combustor firing LPG with different porosity and excess air" **Applied Thermal Engineering.** Vol.31, 2011, pp.3125-3141

[12] M.R. Henneke, J.L. Ellzey "Modeling of Filtration Combustion in a Packed Bed" **Combustion and Flame.** Vol.117, 1999, pp.832-840

[13] S.Sobhani, D.Mohaddes, E. Boigne, P. Muhanthhan, M. Ihme "Modulation of heat transfer for extended flame stabilization in porous media burner via topology gradation" **Proceeding of the combustion institute**. vol.000, 2018, pp.1-8

[14] A.A. Janvekar, M.Z. Abdullah, Z.A. Ahmad, A. Abas, A.A. Hussien, M. Bashir, Q. Azam, M.Z. Desai "Assessment of porous media combustion with foam porous

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

media for surface/submerged flame" **Materials Today:Proceedings.** vol5, 2018, pp.20865-20873

[15] M.Abdul Mujeebu, M.Zulkifly Abdullah, A.A.Mohamad, M.Z.Abu Bakar "Trends in modeling of porous media combustion" **Progress in Energy and Combustion Science.** vol.36, 2010, pp.627-650

[16] **A. Narasimhan**, 2013 "**Essential of Heat and Fluid Flow in Porous Media**" CRC Press, Taylor & Francis Group.

[17] **Masoud Ziabasharhagh, Arash Mohammadi**, 2003 "**Numerical Simulation of Combustion in Porous Media**", INTECH, Chapter 22

[18] A.J.Barra, J.L Ellzey "Heat recirculation and heat transfer in porous burners" **Combustion and Flames.** vol.137, 2004, pp.230-241

[19] Sadaf Sobhani, Bret Haley, Dave Bartz, Jared Dunnmon, John Sullivan, Matthias Ihme "Investigation of lean combustion stability, pressure drop, and material durability in porous media burners" **Proceeding of ASME Turbo Expo**, 2017, Turbomachinery Technical Conference and Exposition GT017-63204.

[20] A.J.Barra, G.Diepvens, J.L Ellzey, M.R.Heneke "Numerical study of the effects of material properties on flame stabilization on a porous media burner" **Combustion and Flames.** vol.134, 2003, pp.369-379

[21] S. Afsharvahid , P.J. Ashman, B.B. Dally "Investigation of Nox conversion characteristics in a porous medium" **combustion and flames.** Vol.152, 2008 pp.604-615

[22] Siamak Hossainpour, Bahman Haddadi "Numerical Study of the Effects of Porous Burners Parameters on Combustion and Pollutants Formation" **Proceeding of the World Congress on Engineering 2008**. vol II, WCE 2008, July 2-4, 2008, London, U.K.

[23] Jose E.A. Coutinho, Marcelo J.S. de Lemos "Laminar flow with combustion in inert porous media" **International Communications in Heat and Mass Transfer.** vol.39, 2012 pp.896-903

[24] C.K. Westbrook, F.L. Dryer "Simplified Reaction Mechanisms for the Oxidation of Hydrocarbon Fuels in Flames" **Combustion Science and Technology**. 1981, pp.31-43

[25] M. Sahraoui, M. Kaviani "Direct simulation vs volume-averaged treatment of adiabatic, premixed flame in a porous medium" **Int. J. Heat Mass Transfer**. vol.37, 1994, pp.2817-2834

[26] N.Djordjjevic, P. Habisreuther, N.Zarzalis "A numerical investigation of the flame stability in porous burners employing various ceramic sponge-like structures" **Chem. Eng. Sci.** vol66, 2011, pp.682-688

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

[27] L.Chen, Y.F.Xia, B.W.Li, J.R.Shi "Flame front inclination instability in the porous media combustion with inhomogeneous preheating temperature distribution" **Applied Thermal Engineering**. Vol.128, 2018, pp.1520-1530

[28] Atnaw, S. M., Sulaiman, S. A., Singh, L., Wahid, Z. A., and Ku Mohammad Faizal Bin Che Ku Yahya, C. "Modeling and parametric study for maximizing heating value of gasification syngas" **BioResources.** Vol.12(2), 2017, pp.2548-2564

[29] Babu, B. V., and Sheth, N. P "Modeling and simulation of reduction zone of downdraft biomass gasifier: Effect of char reactivity factor," **Energy Conversion and Management.** vol.47, 2006, pp.2602-2611

[30] Blasi, C. D. "Dynamic behaviour of stratified downdraft gasifiers" **Chemical Engineering Science** , 2000, pp.2931-2944

[31] Bartocci, P., Bidini, G., Asdrubali, F., Beatrice, C., Frusteri, F., and Fantozzi, F. "Batch pyrolysis of pellet made of biomass and crude glycerol: Mass and energy balances," **Renewable Energy**, 2018a, vol.124, pp.172-179

[32] Bartocci, P., Zampilli, M., Bidini, G., and Fantozzi, F. "Hydrogen-rich gas production through steam gasification of charcoal pellet," **Applied Thermal Engineering.** vol.132, 2018b, pp.817-823

[33] Cerone, N., Zimbardi, F., Contuzzi, L., Prestipino, M., Carnevale, M.O., and Valerio, V. "Air-steam and oxy-steam gasification of hydrolytic residues from biorefinery," **Fuel Processing Technology**. vol.167, 2017, pp.451-461.

[34] Dasappa, S., and Pual, P. J. "Gasification of char particles in packed beds: Analysis and results," **International Journal of Energy Research.** vol.25, 2001, pp.1053-1072

[35] Dupont, C., Jacob, S., Marrakchy, K.O., Hognon, C., Grateau, M., Labalette, F., and Da Silva Perez, D. "How inorganic elements of biomass influence char steam gasification kinetics," **Energy.** Vol.109 , 2016, pp.430-435

[36] Ferreira, S., Monteiro, E., Brito, P., and Vilarinho, C. "A holistic review on biomass gasification modified equilibrium models," **Energies**. Vol.12, 2019, pp.160

[37] Gao, N., and Li, A. "Modeling and simulation of combined pyrolysis and reduction zone for a downdraft biomass gasifier" ***Energy Conversion and Management*** 49, 2008, pp.3483-3490

[38] Giltrap, D. L., McKibbin, R., and Barnes, G. R. G. "A steady state model of gas-char reactions in a downdraft biomass gasifier" **Solar Energy.** vol.74, 2003, pp.85-91

[39] Guangul, F. M., Sulaiman, S. H., and Ramli, A. "Gasifier selection, design and gasification of oil palm fronds with preheated and unheated gasifying air" **Bioresource Technology.** vol.126, 2012, pp.224-232

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

[40] Huang, H. J., and Ramaswamy, S. "Thermodynamic analysis of black liquor steam gasification," **BioResources.** vol.6, 2011, pp.3210-3230

[41] Jarungthammachote, S., and Dutta, A. "Thermodynamic equilibrium model and second law analysis of a downdraft waste gasifier" **Energy.** vol.32, 2007, pp.33-40

[42] **Jumneansawas, J.** ,2017 "***Analytical and Experimental Investigation of Wood Pellet Gasifier***" Master's Thesis, King Mongkut's Institute of Technology Ladkrabang, Thailand.

[43] Onthong, K., Boobchauy, D., Wasinarom, K., Jaikuson, M., and Charoensuk, J. "Experiments and analysis of propagation front under biomass stratified downdraft gasification" **The 7th TSME International Conference on Mechanical Engineering,** 2016, Chiang Mai, Thailand.

[44] Liu, L., Huang, Y., and Liu, C. "Prediction of rice husk gasification on fluidized bed gasifier based on Aspen Plus," **BioResources.** vol.11, 2016, pp.2744-2755

[45] Madhiyanon, T., Sathitruangsak, P., and Soponronnarit, S. "Combustion characteristics of rice-husk in a short-combustion-chamber fluidized-bed combustor (SFBC)" **Applied Thermal Engineering.** vol.30, 2010, pp.347-353

[46] Mahapatra, S., and Dasappa, S. "Experiments and analysis of propagation front under gasification regimes in a packed bed" **Fuel Processing Technology.** vol.121, 2014, pp.83-90

[47] Monteiro, E., Ismail, T.M., Ramos, A., Abd El-Salam, M., Brito, P.S.D., and Rouboa, A. "Assessment of the miscanthus gasification in a semi-industrial gasifier using a CFD model" **Applied Thermal Engineering.** vol.123, 2017, pp.448-457

[48] Murugan, P. M., and Sekhar, S. J. "Species - transport CFD model for the gasification of rice husk (*Oryza Sativa*) using downdraft gasifier" **Computers and Electronics in Agriculture** vol.139, 2017, pp.33-40

[49] Prestipino, M., Galvagno, A., Karlström, O., and Brink, A. "Energy conversion of agricultural biomass char: Steam gasification kinetics" **Energy.** vol.16, 2018, pp.1055-1063

[50] **Reed, T. B, and Das, A.**, 1988. "**Handbook of Biomass Downdraft Gasifier Engine Systems**" **Solar Energy Research Institute**, Golden, CO, USA.

[51] Ryu, C., Yang, Y. B., Khor, A., Yates, E. N., Sharifi, V. N., and Swithenbank, J. "Effect of fuel properties in biomass combustion: Part I. Experiments-fuel type, equivalence ratio and particle size" **Fuel.** vol.85, 2006, pp.1039-1046

[52] Salem, A. M., and Paul, C. M. "An integrated kinetic model for downdraft gasifier based on a novel approach that optimises the reduction zone of gasifier" **Biomass and Bioenergy**, vol.109, 2018, pp.172-181

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

[53] Shabbar, S., and Janajreh, I. “Thermodynamic equilibrium analysis of coal gasification using Gibbs energy minimization method” **Energy Conversion and Management.** vol.65, 2013, pp.755-763

[54] Sharma, A. K. “Equilibrium and kinetic modeling of char reduction reactions in a downdraft biomass gasifier: A comparison” **Solar Energy.** Vol.82, 2001, pp.918-928

[55] Wang, M. Y., Lin, C. P., Li, Y. T., and Ma, H. K. “Utilization of fire dynamics simulator model to study rice husk gasification in fixed-bed gasifier” **BioResources.** vol.9, 2014, pp.3792-3804

[56] Yan, W. C., Shen, Y., You, S., Sim, S. H., Luo, Z. H., Tong, Y. W., and Wang, C. H. “Model-based downdraft biomass gasifier operation and design for synthetic gas production” **Journal of Cleaner Production.** Vol.178, 2018, pp.476-493

[57] Zainal, Z. A., Ali, R., Lean, C. H., and Seetharamu, K. N. “Prediction of performance of a downdraft gasifier using equilibrium modeling for different biomass materials” **Energy Conversion and Management.** vol.42, 2001, pp.1499-1515

[58] **จารุวัตร เจริญสุข**, 2561 “**พลศาสตร์ของไหลเชิงคำนวณและการประยุกต์ในงานวิศวกรรม**” กรุงเทพฯ : ภาควิชาวิศวกรรมเครื่องกล คณะวิศวกรรมศาสตร์ สถาบันเทคโนโลยีพระจอมเกล้าเจ้าคุณทหารลาดกระบัง

[59] https://www.thairath.co.th/content/276016

[60] http://www3.rdi.ku.ac.th/exhibition/54/GroupEconomic/24-nathawat_Khlang/template.html

[61] Jugjai S., Tia S., and Rungsimuntuchart N. “Experimental study on high efficiency heat-recirculating gas burner based on the porous medium technology.” **Asian Journal of Energy environment.** Vol.2, 2001, pp.169-198

[62] Yaning Z., A.E. Ghaly and Bingxi L. “Physical Properties of Rice Residues as Affected by Variety and Climatic and Cultivation Onditions in Three Continents.” **American Journal of Applied Sciences.** vol.9, 2012, pp.1757-1768

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ภาคผนวก ก

ผลงานที่ได้รับการตีพิมพ์

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

The 7th TSME International Conference on Mechanical Engineering

13-16 December 2016
Duangtawan Hotel, Chiang Mai, Thailand

Hosted by: Department of Mechanical Engineering,
Faculty of Engineering,
Chulalongkorn University

Cooperated by: Thai Society of Mechanical Engineering (TSME)

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

Oral Presentation

The 7th TSME International Conference on Mechanical Engineering
13-16 December 2016

CST0008
One-dimensional CFD combustion modeling in porous media

Kittipass Wasinarom, Kasemsil Onthong, Dachdanai Boonchauy and Jarruwat Charoensuk*

Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, King Mongkut's Institute of Technology Ladkrabang,
1 Chalongkrung Road, Ladkrabang, Bangkok, 10520, Thailand
* Corresponding Author: E-mail:kcjarruw@kmitl.ac.th,Tel. 0 2329 8350-1, Fax. 0 2329 8352

Abstract

This article present the progress of in-house one-dimensional CFD combustion modeling in porous media development. Local non-equilibrium heat transfer between solid porous-matrix and fluid phase was coupled in both solid and fluid phase energy equation. Considering transport equation are mass, solid phase energy, fluid phase energy and fuel mass fraction. The kinetic rate was controlled by single step Arrhenius law. Current stage of the development is focusing on qualitative phenomena of the coupled heat flow mechanism in solid porous media and fluid phase. The comparison of flame stabilization of conventional gas phase combustion and combustion within inert porous media was carried out. A case study employing a set of simulation parameter in order to test couple stability and point out physical assessment on combustion in inert-porous media. It is revealed that 1.) Temperature of the solid porous matrix is raised up with non-thermal equilibrium along this region. 2.) Fluid and solid temperature are finally in equilibrium 3.) Heat was transfer from solid to fluid at the preheating zone 4.) Heat was transfer from fluid to solid at the reaction zone 5.) Heat conduction in porous media from the reaction zone back to preheating zone act as additional heat recirculation surplus from conventional combustion flame. The couple in stability has initiate at the last control volume which has negative value of fuel mass fraction. The negative value of fuel mass fraction will resulting in non-conservation of fuel in the domain on the next round of coupling process. The fuel check routine is add in the program to detect and correct the negative value of fuel mass fraction. The relaxation value of 0.001 for all conservation equation is need in order to allow couple stabilized until the convergence is achieved.

Keywords: Porous media, Combustion, CFD

1. Introduction

There are various application of combustion in porous media in engineering discipline. For example, combustion in inert-porous media, catalytic reactor, fixed-bed gasification. They are resemble in terms of physical modeling point of view. The code can be developed on the same platform with some modification on sub-physical model for each application [1].

Modeling of reacting flow in porous media is more complicate work than the conventional reacting flow. More additional of several sources term are need to incorporate in the equations. For example, 1.) Local heat transfer between solid and fluid phase due to thermal non-equilibrium 2.) Thermal radiation of porous solid matrix 3.) Pressure drop due to flow in porous media 4.) Porous surface volatilization 5.) The porous surface heterogeneous reaction, Implement of commercial code on particular case is more difficult due to multi-physics interaction. In addition, the strong non-linear term is resulting in couple stability issues. Therefore, many of the researchers are developing in-house CFD code rather than using the commercial code [1][2][3].

This paper presents the current stage on in-house code development of the CFD combustion in porous media. The model is consider conservation of mass, fuel species, energy in solid porous matrix, energy in fluid pore space. Heat transfer between solid and fluid phase due to local thermal non-equilibrium is modeled via energy source term in separate solid and fluid energy equation. Fuel consumption and heat release from oxidation is modeled by Arrhenius law. The code is currently develop in one dimension in order to prevent fluid dynamics complication at this stage. Rather than employ the CFD couple algorithm, velocity field can be simply calculate using ideal gas law as the calorific equation of state with one dimensional modeling. One dimensional code is recommended at the early stage of the complex porous media with combustion development [1] [2]. It has more capability of validation and calibration process. The validation on kinetic model and the energy model can be pointed out. Because of the effect of fluid dynamics was cut off. Moreover, couple of highly non-linear term which is prone to instability situation can easily understand.

2. Modeling

There are four transport equations taken in to account. The mass transport in fluid pores phase.

$$\frac{d}{dx}\rho\varepsilon u = 0$$

Where ρ is the density of fluid, ε is the porous matrix void fraction and u is the fluid phase velocity in x direction.

เอกสารนี้ใช้เพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

CST0008

Energy transport in fluid pores phase.

$$\rho u c_f \frac{dT_f}{dx} - \frac{d}{dx}\left[\varepsilon_s k \frac{dT_f}{dx}\right] - \varepsilon \sum h^0_{f,i} \dot{m}_i + h(T_s - T_f)$$

Where T_f is the fluid pores temperature, T_s is the solid porous matrix temperature. k is air thermal diffusitivity, h is convection coefficient.

Energy transport in solid porous media phase.

$$\frac{d}{dx}\left[\varepsilon_s k \frac{dt}{dx}\right] + h(T_s - T_f) = 0$$

Fuel species transport.

$$\frac{d}{dx}(\rho \varepsilon u Y_F) = \frac{d}{dx}\left(D_{BIDIF} \frac{dY_F}{dx}\right) + Su$$

Where Y_F is the fuel mass fraction, D_{BIDIF} is the binary diffusitivity of the fuel and air mixture, Su is the heat transfer between solid and fluid phase.

The amount of energy transport between gas pores phase and solid porous matrix phase which depends on the different in local temperature field. This term is taken in source term in both fluid and solid energy transport equation

$$Su = h(T_s - T_f)$$

Local fuel consumption rate is calculated by Arrhenius law which depends on local fluid temperature field and the concentration of the fuel species. All constant parameter is taken from propane one-step global combustion kinetic with the assumption of fuel lean mixture. This term is taken in source term of fuel species transport equation.

$$Su = -A \exp(-EA / R_u T)[C_x H_y]^m MW_{fuel}$$

Local heat release is calculated corresponding to Arrhenius law and the heat of combustion of propane. This term is taken in source term of energy transport equation in fluid phase.

$$Su = -A \exp(-EA / R_u T)[C_x H_y]^m MW_{fuel} \Delta H_C$$

Where A is the pre-exponential factor, EA is the activation energy, R_u is the universal gas constant, MW_{fuel} is the fuel molecular weight, ΔH_C is the heat of combustion, m is the fuel reaction order and $[C_x H_y]$ is the fuel concentration.

Local velocity field is calculate by ideal gas law which density is depends on fluid temperature field. For the sake of simplicity, in current stage of development work is consider fluid property as pure air. The assumption is made that the pressure was constant at 1atm for all range of the calculation domain.

$$P = \rho RT$$

2.1 Mesh generation

Mesh generation is in one dimensional for 90 centimeters long. The domain was divided into 100,000 equally control volumes. As shows in the figure (1) .The code was tested by employ the material property and boundary condition as shows in the table 1

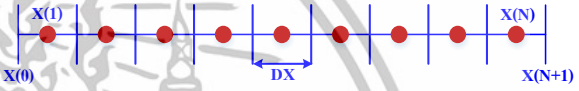


Fig. 1 Mesh generation in calculation domain

Fig. 2 Boundary condition

Table.1 Boundary condition

Boundary condition	
Mixture inlet velocity	10 m/s
MixtureInlet temperature	750 K
Fuel mass fraction	0.54

Table.2 Material property

Material property	
Porous void fraction	0.5
Fuel molecular weight	0.016 kg/mol
Mixture heat capacity	1000 J/kg.K
Mixturebinary diffusitivity	0.0008 m2/s
Pressure	101325 N/m2
Air thermal diffusitivity	100000 W/m.K
Fuel heat of combustion	748310 J/mol
Pre-exponential Factor	1.3×10^8
Ea/Ru	24358

All transport equation are discretized into finite volume according to figure 1. In order to calculate convection term, face property was estimate by first order upwind scheme. All transport equation is written

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

in system of algebraic equation. Special treatment was executed to boundary mesh according to assigned boundary condition. All of the system of algebraic equations was solved by TDMA algorithm. The equation of state is calculated basis on previous round of solved property field. All of the system of algebraic equation is then updated. The process is repeated until the convergence criteria is achieved. Relaxation constant and fuel conservation check was added during coupling process otherwise the solution will blow up with highly non-linear term.

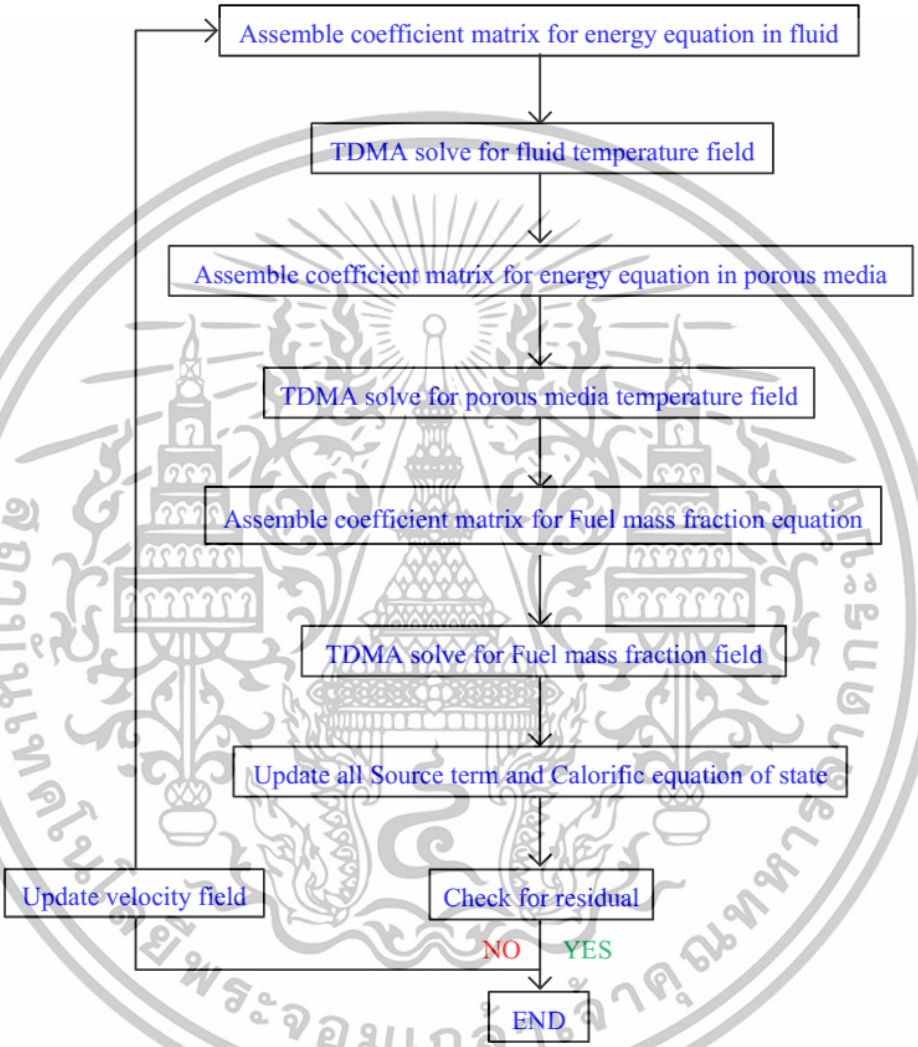


Fig.3 Program flow chart exclude special treatment and relaxation

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

3. Result and discussion

Gas velocity is accelerated from 15 m/s to 23 m/s during the reaction front as shows in figure 4. Gas temperature is raised due to heat of release from reaction kinetic. Gas temperature is related to gas density by ideal gas law. Therefore, higher gas temperature is resulting in lower gas density. Regarding to mass conservation equation, with the constant flow cross area, the lower in gas density will increase the flow velocity.

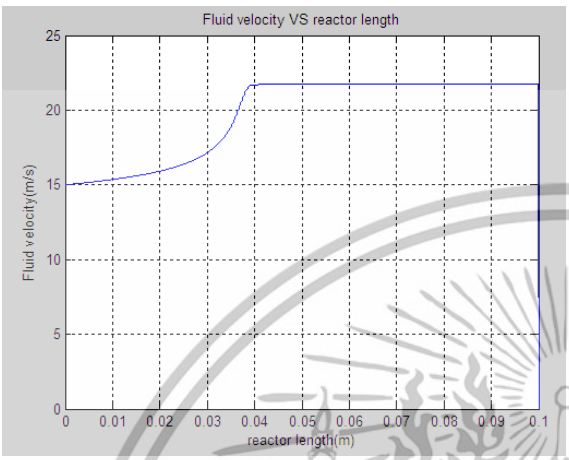


Fig.4 fluid velocity along the combustor length

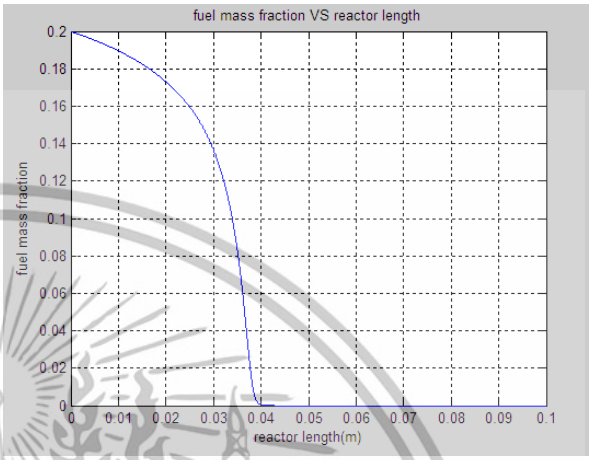


Fig.5 Fuel mass fraction along the combustor length

Fuel consumption and kinetic rate zone is divide into two distinct zone comprising of preheat zone and reaction zone [4]. Preheat zone is dominate by recirculation of the heat released from reaction zone which the diffusion mode of heat and mass transport is appeared. Preheat zone is deliver heat from reaction zone in order to allow continuous on auto ignition process of combustion of fresh cold mixture. The reaction zone is the location where the mixture temperature has reach the level that the fast kinetic rate taking place. The kinetic rate is determine by Arrhenius law which is depends on the exponential of temperature and concentration of the fuel and oxidizer species.

Demonstration of the temperature non-equilibrium between solid and fluid phase showing non-equilibrium zone is restrict around the reaction and preheat zone as figure 7. Solid porous phase promote additional heat recirculation via solid conduction mode. Surplus heat is transport in counter direction to ignite incoming cold mixture.

Temperature value of solid porous phase is higher than fluid phase at the preheat zone. Therefore, heat is transport from solid to fluid in this region.Conversely at the reaction zone, heat is transport from fluid to solid porous matrix as shows in figure 7.The overall heat transfer mechanism has promote additional heat recirculation which promote flame stabilization capability. This mechanism has claimed that combustion in porous media is cleaner and it has higher flame temperature than conventional combustion.

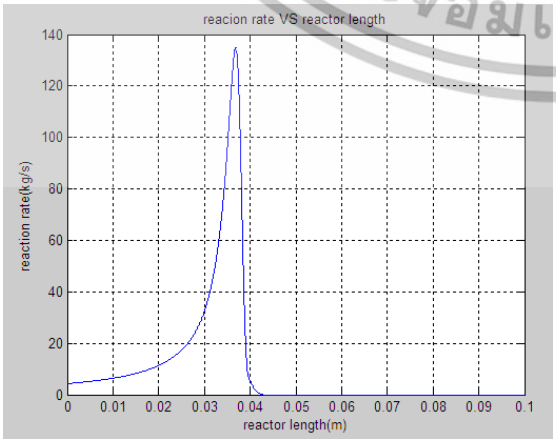


Fig.6 Reaction rate along reactor length

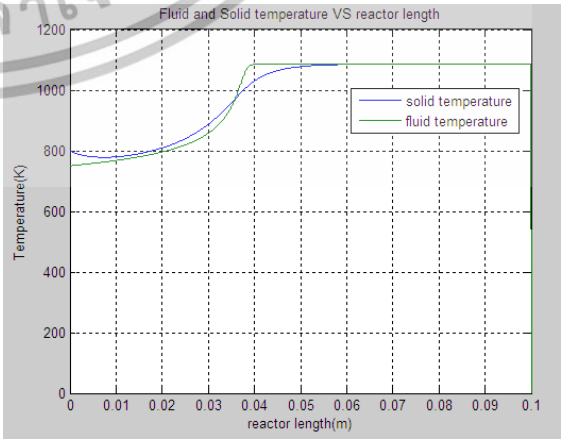


Fig.7 Fluid and solid temperature along rector length

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

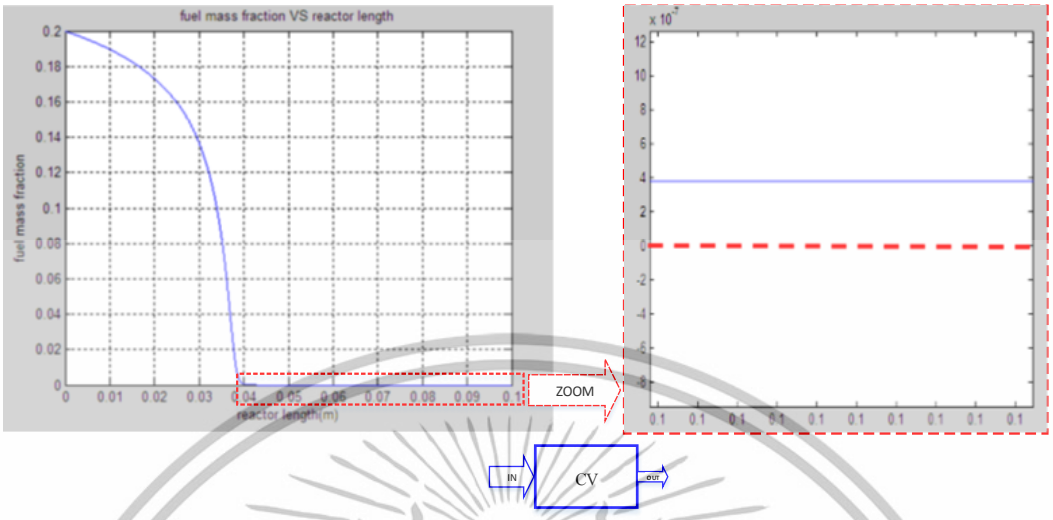


Fig.8 Couple stability because of positive fuel mass fraction along combustor

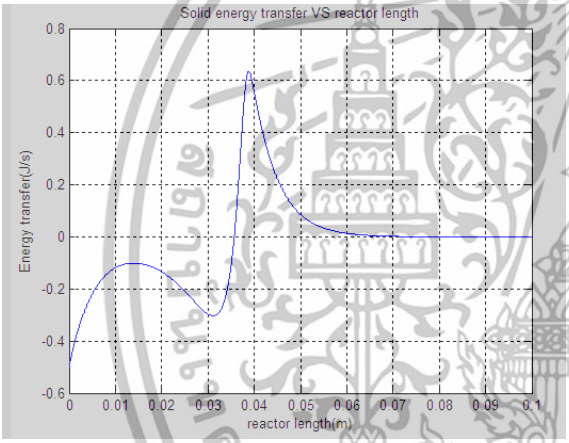


Fig. 9 Solid phase heat transfer

The instability initiate when fuel mass fraction becomes negative value on the last cell. The negative value will resulting in backward fuel transport coming from the end of the combustor. Fuel mass is in violation of conservation from this round of couple because of the additional fuel coming from the end of the combustor. The temperature is raised to infinity by continuing couple for the solution. Therefore, special treatment routine of the program is need in order to ensure that fuel mass fraction is always stay in positive value along the computational domain as shows in figure 8.

4.Conclusion

The comparison of flame stabilization of conventional gas phase combustion and combustion within inert porous media was carried out. It is revealed that 1.) Temperature of the solid porous matrix is raised up with non-thermal equilibrium along this region. 2.) Fluid and solid temperature are finally in equilibrium 3.) Heat was transfer from solid to fluid at the beginning of the reaction 4.) Heat was transfer from fluid to solid at the end of the reaction. 5.) Heat conduction from the end of the reaction to the beginning of the reaction act as additional heat recirculation from conventional combustion flame. The coupling in stability has initiate at the last control volume which has negative value of fuel mass fraction. The negative value of fuel mass fraction will resulting in non-conservation of fuel in the domain on the next round of coupling process. The fuel check routine is add in the program to detect and correct the negative value of fuel mass fraction. The relaxation value of 0.001 for all conservation equation is need in order to allow couple stabilized until the convergence is achieve

5. References

[1] S.Voss, M.A.A. Mendes, J.M.C Pereira, S. Ray, J.C.F Pereira, D.Trimis, Investigation on the thermal flame thickness for lean premixed combustion of low calorific H2/CO mixtures within porous inert media, Proceeding of the Combustion Institute 34 (2013). pp3335-3342 .

[2] Nickolay A. Lutsenko., Modeling of heterogeneous combustion in porous media under free convection, Proceeding of the Combustion Institute 34 (2013). pp.2289-2294.

[3] Contarin, F., Saveliev, A.V., Fridman, A. A., Kennedy, L. A., (2002). A reciprocal flow filtration combustor with embedded heat exchangers: numerical study, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 46, pp. 949–961.

[4] Bingue, J. P., Saveliev, A.V., Fridman, A. A., Kennedy, L. A., (2002). Hydrogen production in ultra-rich filtration combustion of methane and hydrogen sulfide. International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 27, Issue. 6, pp. 643–649.

[5] Bingue, J. P., Saveliev, A.V., Kennedy, L. A., (2004). Optimization of hydrogen production by filtration combustion of methane by oxygen enrichment and depletion. International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 29, pp. 1365–1370.

เอกสารนี้สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

[6] Slimane, R. B., Lau, F. S., Khinkis, M., Bingue, J. P., Saveliev, A. V., Kennedy, L. A., (2004). Conversion of hydrogen sulfide to hydrogen by super adiabatic partial oxidation: thermodynamic consideration, International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 29, pp.1471–1477.

[7] Raviraj, S. D., Ellzey, J. L., (2006). Numerical and experimental study of the conversion of methane to hydrogen in a porous media reactor. Combustion and Flame, 144, pp. 698–709.

[8] Hendricks, T. J., Howell, J. R., (1994). Absorption/scattering coefficients and scattering phase functions in reticulated porous ceramics. Radiative Heat Transfer: Current Research ASME HTD-276, pp. 105–113.

[9] Barra, A. J., Diepvens, G., Ellzey, J. L., Henneke, M. R., (2003). Numerical study of the effects of material properties on flame stabilization in a porous burner. Combustion and Flame,134, pp. 369–379.

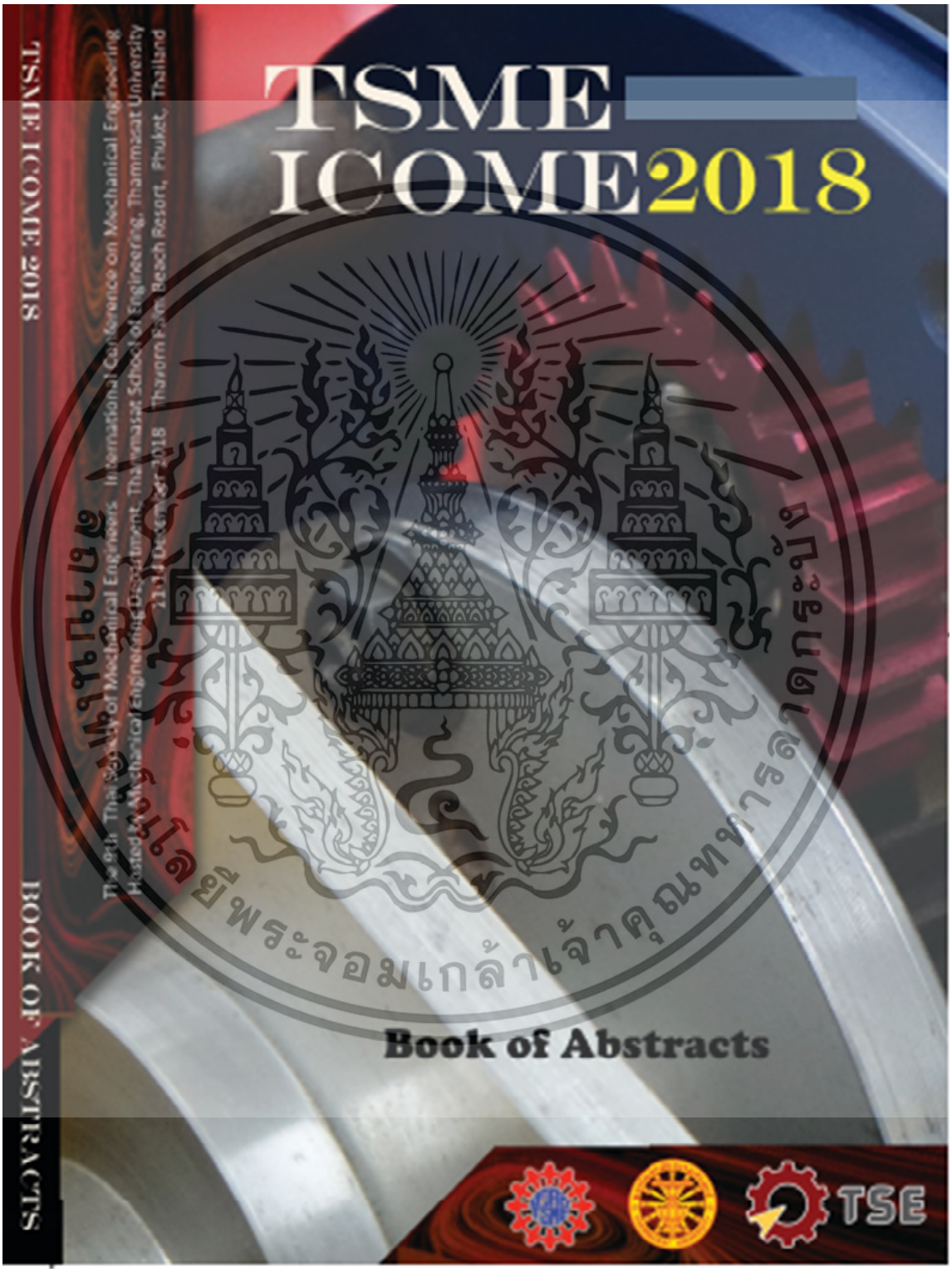
[10] M. Weclas, porous media in internal combustion engine, M. Scheffle, P. Colombo, editors, Cellular ceramics-structure , manufacturing, properties and application, Wiley, 2005.

Durst, F., Weclas, M., (2001). A new type of internal combustion engine based on the porous medium technology, Proc Inst Mech Eng, Vol. 215, pp. 63-81.

[11] Park, C. W., Kaviany, M., (2002). Evaporating combustion affected by in cylinder reciprocating porous regenerator, ASME J. Heat Transfer, Vol. 124, pp. 184-194.

[12] Stephen R. Turns (2000). An Introduction to Combustion: Concepts and Applications, McGraw-Hill,USA.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

The 9th TSME International Conference on Mechanical Engineering
11-14 December 2018
Phuket, Thailand

AEC0001

Development of numerical method for laminar combustion in porous media

Kittipass Wasinarom[1], Monthol Jaikusol[1],Visarn Lilavivat[2] and Jarruwat Charoensuk[1,*]

[1]Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, King Mongkut's Institute of Technology Ladkrabang,1 Chalongkrung Road, Ladkrabang, Bangkok, 10520,Thailand
[2]National Metal and Materials Technology Center (MTEC),National Science and Technology Development Agency(NSTDA) Khlong Nueng, Khlong Luang, Pathum Thani 12120,Thailand

* Corresponding Author: E-mail:kcjarruw@kmitl.ac.th

Abstract. In this paper, 1D CFD modelling of propane combustion in inert porous media was carried out. Temperature of porous media and gaseous species were coupled and solved interactively using energy and mass transports in solid and gas. The interphase, non-equilibrium, heat transfer was taken into account via source term. The global single-step combustion model for propane was employed to depict the relation of mass generation and consumption of specific species, while the kinetic rate was computed by Arrhenius law. The species transport equations were used for the distribution of gaseous mixture, comprising of propane, oxygen, nitrogen, carbon dioxide and steam. A case of the simulation was picked as a case study. Coupling algorithm was focused along 2000 iteration until the converged solution was achieved. The algorithm had been designed such that the kinetic source built up took place from the outlet of the combustor and diminished as the propane was depleted. The reaction front was formed. After that the reaction front will moving to upstream. It finally reached the convergence which more iterations no longer changed the field property distribution in the system. The converged solution did capture the radiation and convection mode of heat recirculation, which are the key important feature of the combustion within porous media.

1. Introduction

Combustion in porous media was widely accepted in superior performance for many applications. For example, low heating value fuel burner, cooking stove burner, and the heat engine applications. The major advantage is the higher combustion temperature due to the additional heat recirculation from radiation heat transfer of product downstream. Moreover, strong dispersion of the flow within porous media allow thermal energy to spread across the combustion zone, which resulted in less hot spot in such area[1]. Therefore, it is possible for flame stabilization of highly diluted, low heating value fuel. However, a certain operating condition needs further investigation, as it is significantly sensitive to the performance characteristic.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

Combustion in porous media is a complex physical phenomenon. It is not easy to investigate with the experimental technique alone. It starts with combustion of the mixture in porous cavity. Convection heat transfer occurring between gas cavity and porous matrix is not thermally equilibrium. Conventional combustion stabilization technique make use of the recirculation heat from hot products, which is in convection mode. However, the hot product would dilute the incoming mixture. Then, it is not possible to obtain product temperature higher than adiabatic flame temperature of the mixture. In contrast, with combustion in porous media, radiation heat transfer from hot porous matrix to cold mixture region without mixing of fuel stream is the key factor of flame stabilization [2]. This feature of flame stabilization mechanism has distinguished it from the conventional burner. Moreover, it is possible to obtain super adiabatic flame temperature at some region because of non-diluted fuel stream [3]. Due to the complexity of combustion in porous media, numerical modeling becomes an important tool that enable a designer in gaining more elaborate assessment in their design process, thus maximizing the efficiency for particular application.

There have been many researchers developing the numerical model for combustion in inert porous media [4,5,6]. Despite many of them had claimed success in validation with the experimental result but there were very few papers describing about the coupling algorithm being capable to bring highly non-linear system to a converged solution, or the grid size that was able to capture the flame front.

In year 2016, the combustion laboratory at KMITL had commenced on in-house development of the computational source code for combustion within porous media. The simple model, which adopted the properties of air as those of the mixture, was successfully developed and its results were published [5]. In this work, the results from the later version of source code will be presented. This model had incorporated the mixture composition of the single step propane combustion due to its well-established kinetics parameters[6]. More detailed kinetic are ready to be added into the code once it has been developed to the point of desired robustness and user friendly.

2. Numerical Modelling

The modeling procedure was conducted with the continuum porous media concept [1] was employed. The transport equation can be casted in conventional form except that the extra void fraction parameter was multiplied to convection, diffusion transport term. This implied that the transport flux was attenuated by the solid area fraction at the face of the control volume. Void fraction parameter also appeared in the volumetric source term. The concept of continuum porous media is demonstrate in figure1[1].

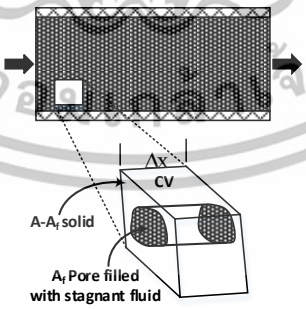


Figure 1. Continuum porous media concept.

Since it was 1D modelling, the coupling algorithm between pressure and velocity field could be ignored. The velocity field could be obtained by mass conservation equation alone which can be written below.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$\frac{d\dot{m}}{dx} = 0 \tag{1}$$

$$\dot{m} = \varnothing A \rho_g u \tag{2}$$

The gas mixture consisted of propane, oxygen, carbon dioxide, steam and the inert nitrogen gas. All species mass fractions in the mixture were obtained by solving the individual species transport equation below.

$$\dot{m}\frac{dY_k}{dx} + \frac{d(\varnothing A \rho_{g v_k Y_k})}{dx} + \varnothing\, \omega_k\, A dx = 0 \tag{3}$$

Energy transport equation for gas phase consist of convection term, species diffusion term, volumetric heat generation from chemical reaction, inter-phase heat transfer and diffusion term. The inter-phase heat transfer, which was in convection mode, will be driven by the temperature difference between phases. The convection constant H_v was locally calculated by Reynolds number and Prantl number. The thermal dispersion and gas thermal conductivity were included in $K_{eff,g}$ in diffusion term.

$$\dot{m} C_{p,g} \frac{dT_g}{dx} - \frac{d}{dx}\left(\varnothing A k_{eff,g} \frac{dT}{dx}\right) + A H_v \left(T_g - T_s\right) + \varnothing A \sum_K \rho_g C_{p,k} V_k \frac{dT_g}{dx} + \varnothing A\, \omega_k\, h_k = 0 \tag{4}$$

Energy transport equation for solid phase comprised of diffusion term, inter-phase heat transfer, radiation heat transfer and heat loss to environment. The thermal conduction and thermal radiation was include in diffusion term with the effective thermal conductivity $K_{eff,s}$ which was the function of the local solid material temperature.

$$-\frac{d}{dx}\left(\left(1-\varnothing\right) A k_{eff,S} \frac{dT}{dx}\right) - A H_v \left(T_g - T_s\right) + \frac{d(A Q_r)}{dx} + Q_{loss} = 0 \tag{5}$$

The species generation and consumption rate were calculated in regards with lean propane combustion one step-global mechanism. The calculation will be updated in the source term of species transport equation. Heat generation was also updated, then, it will be included in the source term of gas-phase energy equation.

$$C_3H_8 + \left(5+EA\right)\left(O_2 + 3.76N_2\right) \underrightarrow{hc} 3CO_2 + 4H_2O + \left(3.76*\left(5+EA\right)\right)N_2 + EAO_2 \tag{6}$$

The gas mixture density was calculated by ideal gas law. It was the function of the pressure, temperature and mixture composition which can be written as below.

$$\rho_g = \frac{P}{R_u T_g * \left(\frac{1}{MW_{mix}}\right)} \tag{7}$$

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

The kinetic rate used in this simulation is the function of the temperature and propane concentration

$$\rho_g = \frac{P}{R_u T_g * \left(\frac{1}{MW_{mix}} \right)} \tag{8}$$

3. Grid generation

The computation domain was divided into 100,000 control volumes for 0.1 meter long. The field property was dependent on only one direction. The computational grid is demonstrated in figure 2.

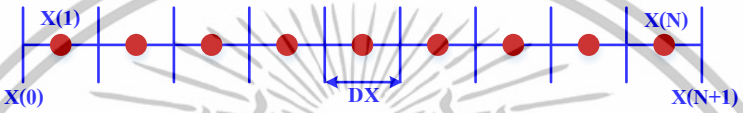


Figure 2. Grid arrangement

Boundary conditions were applied to all transport equations. All of the inlet boundary conditions were of Dirichlet type, of which the properties at the inlet face were defined. Zero gradients of all outlet properties were assigned to the outlet boundary condition.

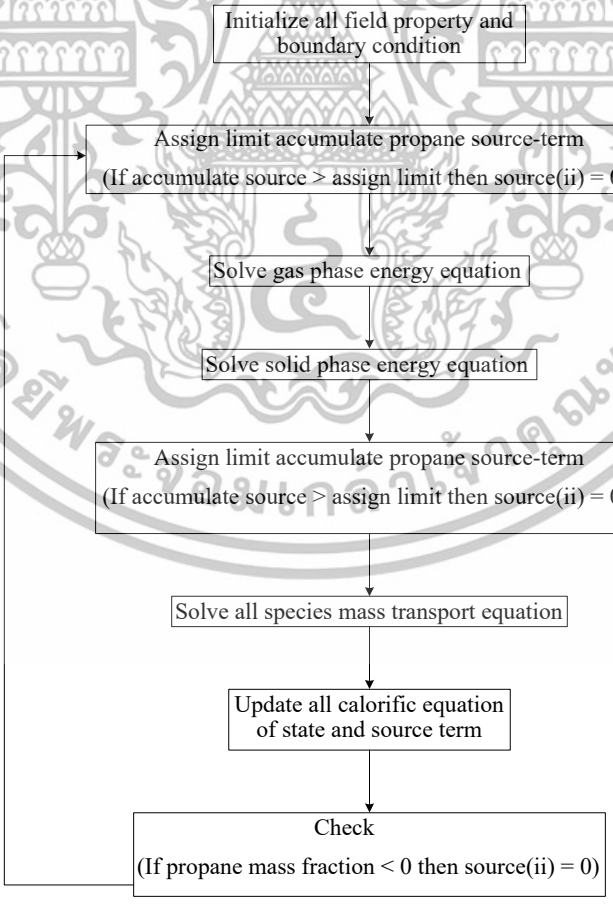


Figure 3. Simplified algorithm design

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

Table 1. Boundary condition

Boundary condition	
Mixture inlet superficial velocity	7 m/s
Mixture Inlet temperature	700 K
Solid temperature at the inlet	700 K
Nitrogen inlet mass fraction	0.75
Oxygen inlet mass fraction	0.2
Carbon dioxide inlet mass fraction	0
Steam inlet mass fraction	0
Propane inlet mass fraction	0.05

Table 2. Material property

Material property	
Porous void fraction (porosity)	0.5
Mixture heat capacity	1000 J/kg.K
Mixture binary diffusivity	0.0008 m^2/s
Pressure	101325 N/m^2

4. Result and discussion

This simulation comprised of many variables that had interacted to each other in the system. Therefore, the code developer need to pay attention on the algorithm to allow stable coupling until the system had reached the convergence. The simplified algorithm design was shown in figure 3. At first, all variables and boundary conditions had to be defined in order to enable consecutive iteration to proceed. The predefined gas temperature field need a special attention. Since it was necessary to have enough magnitude to permit reaction to take place. Figure 4 shows initial guessed temperature field of 700K

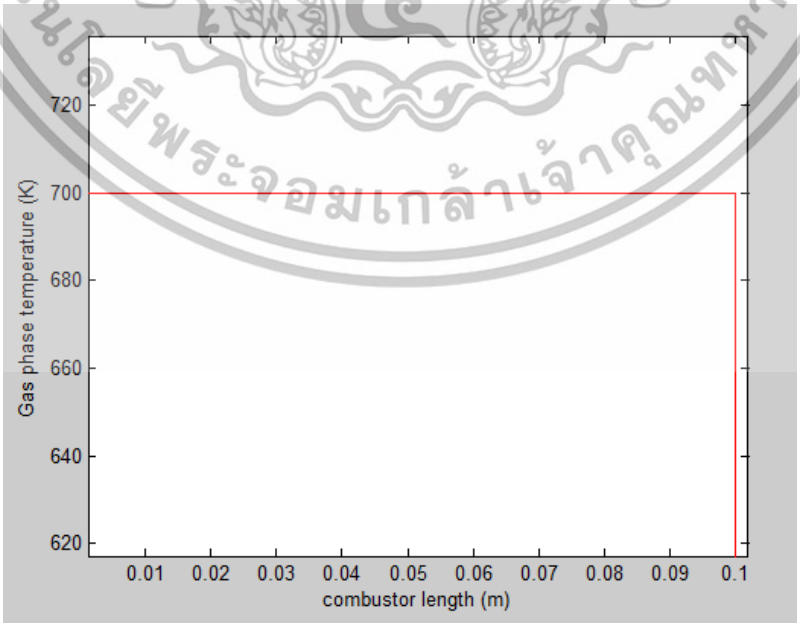


Figure 4. Initial guessed gas temperature field of 700 K

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

The relaxation factor of 0.003 was used for species mass fraction, gas temperature and solid temperature to control the gradual change of field property during the iteration. At first 500 iteration, Reaction rate did slowly build up around the outlet region of the combustion chamber. Because gas temperature accumulated up due to the reaction kinetic along the way from the combustor inlet.

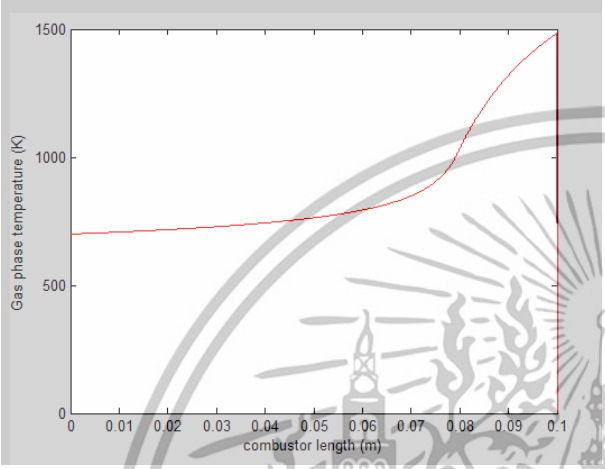


Figure 5. Gas temperature field at 500th iteration

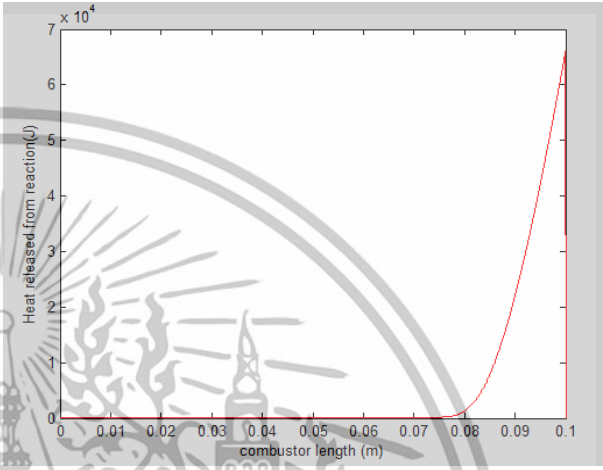


Figure 6. Reaction heat release field at 500th iteration

At around 1000th iteration, the reaction rate started to drop as the propane mass fraction was depleted at the value lower than 0.007. To prevent unrealistic result, the accumulative reaction source term was controlled not to be greater than the total convection of the incoming mixture. The heat release rate and propane mass fraction are shown in figure 7 and figure 8, respectively. The reaction front (steep positive gradient of heat released from reaction) then moved backward to the combustor inlet. It finally converged at around 2000 th iteration.

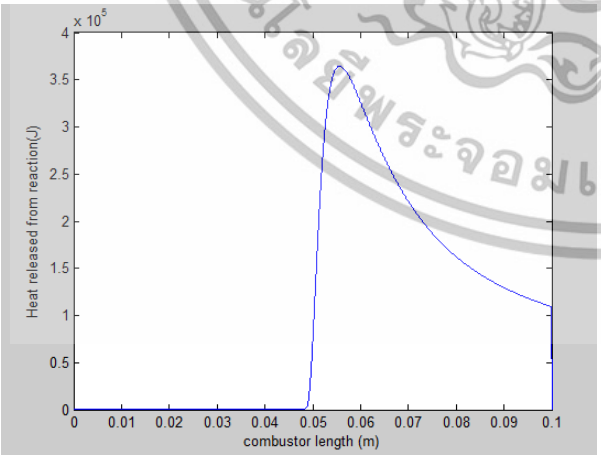


Figure 7. Reaction heat release field at 1000th iteration

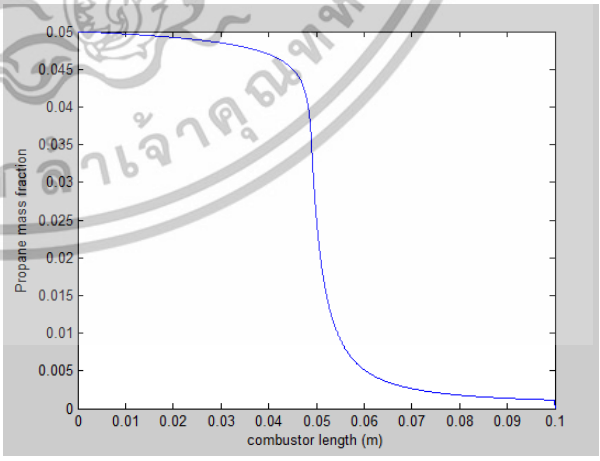


Figure 8. Propane mass fraction field at 1000th iteration

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

The converged solution shows that propane was depleted at 0.02 m from the combustor inlet as shown in figure 9. There was left-over oxygen in the mixture stream, since this case study was under lean condition. There were production of steam and carbon dioxide at the flame front. Nitrogen was considered as a trace element in this system, it had constant mass fraction along the combustor. The main feature of combustion in porous media was captured in this simulation as shown in figure 11. Thermal in-equilibrium existed between gas and solid phase along 0.4 m from the combustor inlet. Heat transferred from gas phase to solid phase just after the flame front which was around 0.2 to 0.4 m from the inlet plane. Moreover, heat also transferred backward to the preheat zone by conduction and radiation modes at 0 to 0.2 m from the combustor inlet plane.

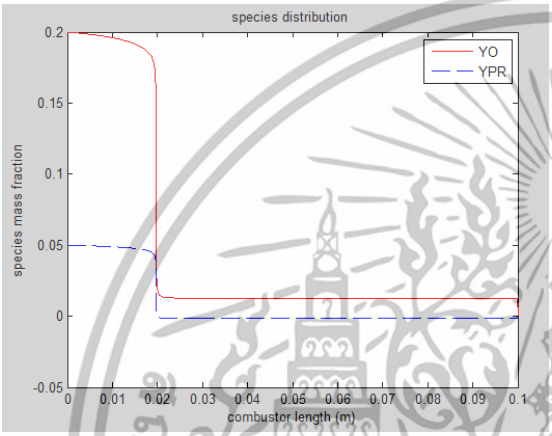


Figure 9. Propane and oxygen distributions

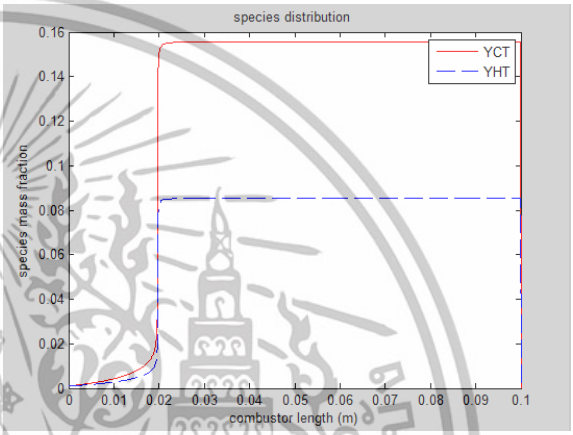


Figure 10. Carbon dioxide and steam distributions

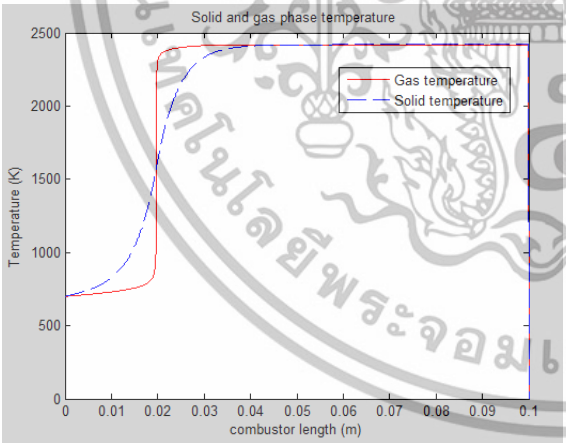


Figure 11. Solid and gas temperature

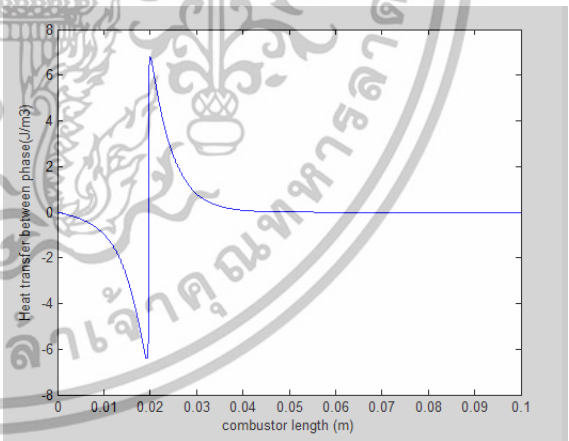


Figure 12. Gas and solid heat transfer

5. Conclusion

A case of numerical simulation of combustion in porous media had been performed. The design algorithm to deal with highly non-linear combustion front was discussed. All variables were monitored until convergence was reached. The converged solution could capture the radiation and conduction heat recirculation which are the key features of combustion in porous media. The global kinetic of lean propane combustion was integrated into the code. The relation of species mass generation and destruction along the reaction front was properly described. The developed model was able to capture

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

in-equilibrium of heat between solid and gaseous phases which remain largely unexplored in the existing literatures. This will enable reactor designer to understand interaction between reaction, heat and mass transfer and properly control the reaction activity in the porous burner. Progress is underway on validation work against experimental result of propane combustion in a porous reactor with alumina ball

References

[1] Kasemsil Onthong and Jarruwat Charoensuk 2017. *Numerical modeling of down draft gasification process using specified temperature profile*,*The 8th TSME International Conference on Mechanical Engineering 12-15 December 2017 Bangkok, Thailand*

[2] S.Voss, M.A.A Mendes, J.M.C. Pereira, S.Ray, J.C.F.Pereira, D.Trimiss.2013. *Investigation on the thermal flame thickness for lean premixed combustion of low calorific H2/CO mixtures within porous inert media.* Proceedings of the Combustion Institute Volume **34**, Issue 2, 2013, Pages 3335-3342

[3] Jose E.A. Coutinho, Marcelo J.S. de Lemos 2012. *Laminar flow with combustion in inert porous media,* International Communications in Heat and Mass Transfer Volume **39**, Issue 7, August 2012, Pages 896-903

[4] Sadaf Sobhani, Bret Haley, Dave Bartz, Jared Dunnmon, John Sulivan, Matthias Ihme 2017. *Investigation of Lean Combustion Stability Pressure Drop and Material Durability in Porous Media Burners.* Proceedings of ASME Turbo Expo 2017: Turbomachinery Technical Conference and Exposition GT2017 June 26-30, 2017, Charlotte, NC, USA

[5] Kittipass Wasirom and Jarruwat Charoensuk 2016. *One-dimensional CFD combustion modeling in porous media,* The 7th TSME International Conference on Mechanical Engineering 13-16 December 2016 Bangkok, Thailand

[6] Stephen R. Turns (2000).*An Introduction to Combustion: Concepts and Applications*, McGraw-Hill, USA.

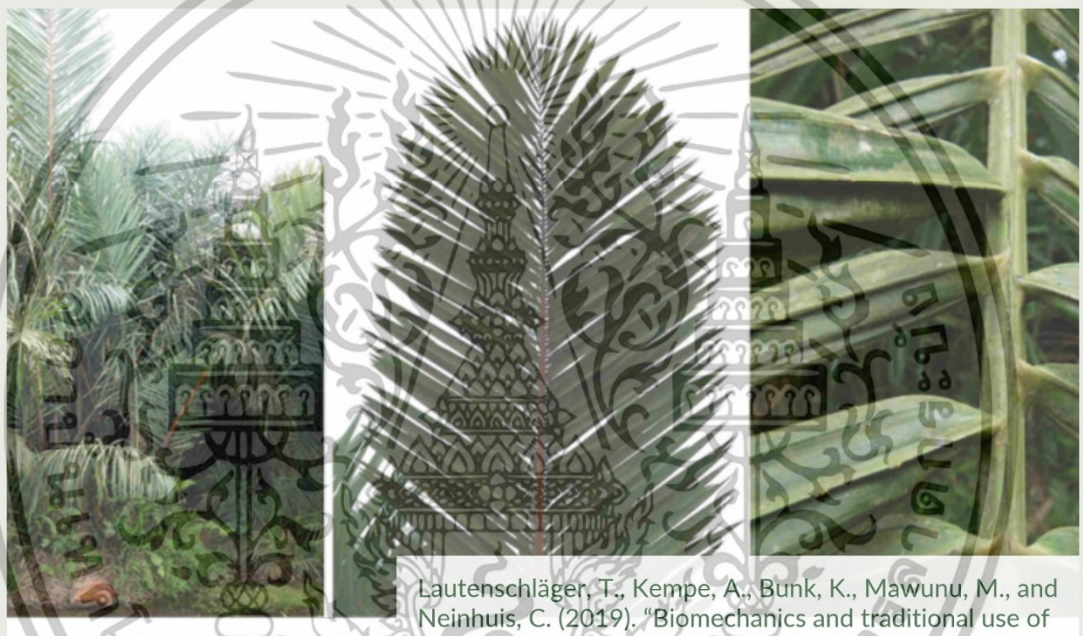
เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

NC STATE UNIVERSITY

BioResources

Science and Advanced Applications of Lignocellulosic Materials

Volume 14 | Issue 2 | 2019



Lautenschläger, T., Kempe, A., Bunk, K., Mawunu, M., and Neinhuis, C. (2019). "Biomechanics and traditional use of *Raphia matombe* rachis in northern Angola," *BioResources* 14(2), 3364-3378.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

Experiment and Numerical Modeling of Stratified Downdraft Gasification Using Rice Husk and Wood Pellet

Kittipass Wasinarom and Jarruwat Charoensuk *

Stratified downdraft gasification using rice husks and wood pellets was carried out under different air mass flow rates using both experimental and numerical methods. The flame propagation rate was calculated from the temperature profile at different time steps and was used as the prerequisite to calculate the equivalent ratio in modeling the combustion zone. Chemical equilibrium modeling was employed to predict the temperature and composition of the sample in the combustion zone. Finite kinetic modeling was used to simulate the reduction zone. The initial temperature and composition of the reduction zone simulation were obtained from the chemical equilibrium results taken from the combustion zone. The flame propagation speed of the rice husk was found to be around five times greater than wood pellet at the same air flow rate. The peak temperature of both fuels had similar values. For all air mass flow rates, the equilibrium modeling over-estimated the peaks in comparison with the experimental tests. The kinetic model was sensitive to the input temperature at the zone inlet. The predicted temperature in the reduction zone demonstrated high kinetic activity at the top of the zone due to a high gas temperature. The predicted temperature was in agreement with the experimental test results.

Keywords: Stratified downdraft; Chemical equilibrium; Reduction zone; Gasification; Modeling

Contact information: Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, King Mongkut's Institute of Technology Ladkrabang, Bangkok 10520, Thailand;
**Corresponding author: jarruwat.ch@kmitl.ac.th*

INTRODUCTION

Thailand is an agricultural country with a distribution of residual biomass over areas of cultivation. This biomass can be used as an energy resource given that there are technologies available for economical and environmentally friendly utilization. Gasification is the thermo-chemical process of converting a biomass fuel to a combustible gas mixture. The process comprises varying degrees of oxidation, pyrolysis, and char heterogeneous reactions. It is governed by heat and the mass transfer of the specific gasification type. The reactors are categorized into fixed bed, moving bed, fluidized bed, and entrained flow. The fixed bed has a simple design, and are more appropriate for small-scale applications (Guangul *et al*. 2012). The combustion front propagation within packed fuel bed is the key indicator for successful operation. There are various types of the fixed bed gasification reactors, which are updraft, downdraft, and cross draft. In each case, the name indicates the flow direction of the gasification agent in relation to the fuel bed.

An updraft reactor produces a higher amount of tar in comparison to downdraft reactor because the pyrolysis gas passing through the low temperature region does not

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

allow tar cracking to occur. Therefore, it is widely used with low-volatility fuels. More complicated systems are found in larger-scale updraft gasification. Cerone *et al*. (2017) conducted the oxy-steam gasification of hydrolytic residues from biorefinery. They reported H_2/CO ratios as high as 2.08. Moreover, they found that using steam as the co-gasification agent would benefit in reducing temperatures above the fuel grate, therefore alleviating slag clogging from ash melting.

Downdraft gasification provides lower tar content due to higher temperatures along the pyrolysis gas flow path, which enable the tar cracking process and also allow the water-gas shift reaction, which leads to increasing combustible syn-gas. Downdraft models feature a combustion zone for volatile combustion, and the reduction zone exists underneath it.

According to Reed and Das (1998) there are two different configurations of downdraft gasification, which are the Imbert downdraft and stratified downdraft versions. There has been research on flame propagation under downdraft conditions. Dasappa and Pual (2001) found that the critical air mass flux that provides the peak propagation rate is 0.1 kg/m^2 for the char bed and that the smoldering velocity will decrease with the increase of air flow rates beyond the peak value. Further increasing the air mass flux will result in flame quenching due to convection loss. Mahapatra *et al*. (2014) concluded that front velocity was directly correlated with bulk density of the fuel bed. However, it is difficult to specify a single parameter that influences the propagation velocity.

Combustion modeling of solid fuels, such as a biomass particle, is comprised of four sub-processes that simultaneously occur in varying degrees of kinetic rates, which are drying, devolatilization, volatiles homogeneous combustion, and char glowing or heterogeneous combustion. By employing the Arrhenius law, the estimated kinetic rates of each process can be calculated (Blasi 2000). Determining the local temperature and concentrations of related species is a pre-requisite prior to the rate calculation. In the gasification reactor, temperature and concentration distribution are governed by heat and mass transfer. The calculation procedure incorporates many inter-links of fluid dynamics, heat transfer, species transport, and the kinetic rates into the model. The solution is obtained by the iterative method.

By treating the domain as a continuum porous matrix with defined void fraction of the packed fuel bed, the heat transport equation of the packed solid fuel and the gas flow in pores space can be modelled. The calorific equations of state is comprised of Arrhenius rate of reactions, species generation from the combination of reactions, pyrolysis, and heat generation from oxidation. The domain was discretized into small finite volumes. All transport equations were repeatedly solved and updated along with the calorific equation of state of each control volume until the converged solution was obtained. This is known as conventional computational fluid dynamics (CFD) modeling. Many researchers have used CFD modeling to predict the process that occurs in the gasification reactor (Wang *et al*. 2014; Monteiro *et al*. 2017; Murugan and Sekhar 2017; Yan *et al*. 2018). CFD enables investigators to explore the most elaborate details of the process in different locations in the reactor.

However, the development of a robust and reliable mathematical model is required. It must be validated and calibrated with a wide range of operation. Moreover, the gasification process is a complex system with many non-linear source terms. Therefore, the CFD procedure consumes larger computational resources in comparison with other prediction methods.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

The thermodynamics equilibrium model is another prediction method. The concept stems from the second law of thermodynamics. It has been widely used to evaluate the performance of gasification systems and usually developed with an assumption that the process is a lumped system. Therefore, it is widely adopted to simulate sub-zone volatile combustion in the reactor. Many researchers have used equilibrium modeling in gasification analysis (Zainal *et al*. 2001; Jarungthammachote and Dutta 2007; Huang and Ramaswamy 2011; Shabbar *et al*. 2013; Liu *et al*. 2016; Atnaw *et al*. 2017; Ferreira *et al*. 2019).

The reduction kinetic model was extensively used in downdraft gasification, particularly to simulate char reduction zone. The pyrolysis and combustion were assumed to be completed within the combustion zone. Because there was no oxygen in this zone, the packed fuel particle was completely transformed into char. The reduction kinetic model has been used in various research for reduction zone prediction. The predicted temperature profile and the exit gas composition were in good agreement with the experimental data (Giltrap *et al*. 2003). The improvement was made by using variable char reactivity factor (exponentially increasing) along the length of reduction zone (Babu and Sheth 2006). Sharma (2001) compared equilibrium modeling and finite kinetic modeling in the char reduction zone and pointed out the similar trend of the calorific values, conversion efficiency and exhaust gas temperature. Kinetic modeling was applied to finite sub-layers in the reduction zone. A number of researchers have used multi-zone modeling in their works (Gao *et al*. 2008; Masmoudi *et al*. 2014; Salem and Paul 2018). More elaborate study on the kinetic of steam gasification of various biomass chars has been performed. It was found that the char conversion rate depended on inorganic elements of the feedstock. Potassium acts as the catalyst which increases the reactivity during char conversion. On the contrary, silicon and phosphorous behave as inhibitors, which reduce the conversion rate. Dupont *et al.* (2016) revealed that the reactivity among different biomass chars were correlated well with the inorganic elements of potassium/(silicon+ phosphorus) ratio. They also compared the experimental result and the model prediction of biomass char conversion by using inorganic element ratio as an indicator. Prestipino *et al*. (2018) constructed the model prediction for different biomass char. He postulated that the Avrami-Erofeev model could capture sigmoidal behavior of some types of biomass char conversion.

There has been recent research study on the pellet used in energy plants. For instance, Bartocci *et al*. (2018b) made the series of experimental studies on the pyrolysis of commercial biomass pellet, followed by steam gasification of obtained charcoal pellet. The investigation focused on heat and mass balance of the integrated plant of hydrogen-rich gas production. They demonstrated that all the heat required by all different reactors can be supplied by heat released from volatile oxidation. Bartocci *et al*. (2018a) studied the pyrolysis of the pellet made of raw glycerol and biomass with different mixing ratio. They concluded that glycerol pellet was a good fuel to be used in Combine Heat and Power (CHP) plants.

In this paper, the interaction between flame propagation, combustion zone temperature, and reduction zone was highlighted. The flame propagation was analyzed under stratified downdraft gasification in different operating conditions with two different feedstocks, rice husk and wood pellet. Equilibrium modeling was employed to predict temperature and gas composition in the combustion zone, and kinetic reduction modeling was used to simulate the reduction zone. The analysis focused on heat and mass transfer at the propagation front and temperature distribution in the reduction zone. The predicted

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

temperature was considered relative to the experimental data.

EXPERIMENTAL

Methods

Fixed bed reactor

The experimental test rigs are shown in Fig. 1. The reactor was made of cylindrical stainless steel tubes. It had an inner diameter of 21 cm and a height of 100 cm and was covered with 5 cm of ceramic fiber to prevent major heat loss. An air distributor manifold was located on top of the reactor. It was piped with the air compressor tank *via* an air flow meter. Ten type-K thermocouples (T1 through T10) were placed along the axial location. There were 10 cm gaps between the thermocouples. A thermocouple (T0) was placed at the syngas exit port. The temperature was recorded by a YOKOGAWA FX100 data recording system (Yokogawa Electric Corporation, Tokyo, Japan). A metering rod used for monitoring bed height was placed on the top of the reactor.

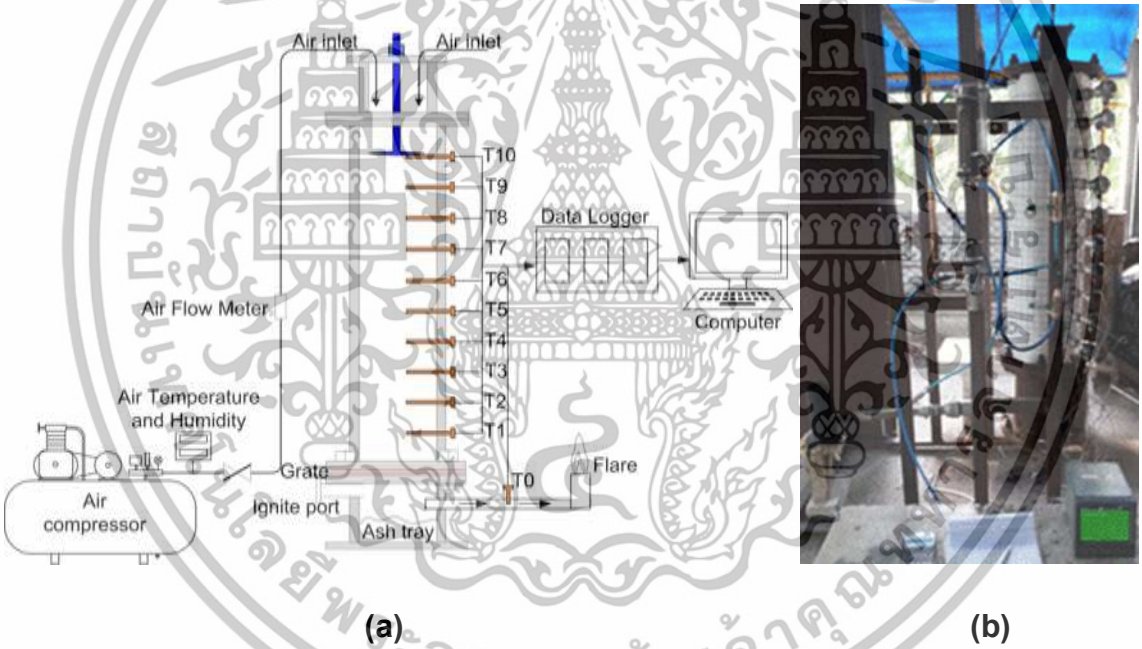


Fig. 1. Schematic diagram for downdraft gasification (a) and the reactor used for downdraft gasification (b)

Experimental procedure

The feedstocks were poured into the reactor from the top. In the case of rise husk, 3 kg was poured, while 20 kg was used in the case of wood pellet. The top surface of the packed fuel was meant to reach a height of 100 cm if it was properly packed into the reactor. Air was fed into the reactor, and the burner was used for firing into the ignite port. T1 was monitored until it reached a temperature of 450 K. The volatile combustion took place and propagated at this temperature. After that, the burner was pulled out and the ignite port was closed. The air input was adjusted to satisfy specific cases of the experiment. A data logger was used to collect temperature information at intervals of 5 min. The peak temperature moved in the upward direction following the propagation

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

front during the test period, as shown in Fig. 3. Finally, the propagation front reached the top surface of the packed fuel bed. This was indicated by movement of the peak temperature in the downward direction to the grate below. This behavior is further explained in results and discussion section. At this moment, the air supply and data logger were stopped. The total bed movement was measured by the bed height indicator rod. The residual was collected and weighted to perform the mass loss calculation. An experimental test case was completed for a specified condition. In this work, 6 cases of the experimental were performed. The details of all conditions are provided in Table 1.

Table 1. Experimental Details

Feedstock	Initial mass (kg)	Air flow rate (L/min)	Period of experiment (min)	Calculated equivalent ratio
Rice husk	3	20	165	3.17
		30	155	2.41
		40	130	2.24
		50	120	1.98
Wood pellet	20	40	510	3.60
		50	430	3.50

Materials

Wood pellet (Jumneansawas 2017) and rice husk (Madhiyanon *et al*. 2010) were used as fuel in this work. Their properties and heating values are shown in Table 2.

Table 2. Proximate and Ultimate Analyses of Wood Pellet and Rice Husk

Properties	Feedstock	
	Rice Husk	Wood Pellet
Ultimate analysis (%, as received)		
C	38.00	42.69
H	4.55	6.42
O	32.40	45.07
N	0.69	0.47
S	0.06	0.012
LHV*	20.43	18.79
Empirical formula	$CH_{1.43}O_{0.63}N_{0.006}$	$CH_{1.80}O_{0.79}N_{0.009}$
Bulk density (kg/m^3)	115	771
Proximate analysis (%, as received)		
Fixed carbon	20.10	15.23
Volatile	55.60	76.68
Moisture	10.30	1.81
Ash	14.00	2.28
*Calculated according to the empirical formula used by Jarungthammachote and Dutta (2007)		

The flame front propagation rate (FPR) was calculated by tracing the location of the peak temperature along the recorded period of time between two adjacent thermocouples (Mahapatra *et al.* 2014), as indicated below.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$FPR(cm/min) = \frac{Distance\ thermocouples(cm)}{Time\ required\ to\ reach\ the\ temperature(min)} \quad (1)$$

Bed movement was calculated using Eq. 2.

$$Bed\ movement(cm/min) = \frac{Fuel\ subsidence\ in\ reactor(cm)}{Time\ of\ experimental(min)} \quad (2)$$

Modeling

Equilibrium modeling

The global species balance for gasification of dry feedstock is expressed by Eq. 3,

$$CH_xO_yN_z + m(O_2 + 3.76N_2) \longrightarrow x_1H_2 + x_2CO + x_3CO_2 + x_4H_2O + x_5CH_4 + (z/2 + 3.76m)N_2 \quad (3)$$

where *x*, *y*, and *z* are the atomic numbers of hydrogen, oxygen, and nitrogen in the feedstock, respectively, and x_1 *to* x_5 represent the moles of the gasification products per 1 mole of feedstock. The variable m represents (4.76 m) the moles of air that were introduced in gasification per 1 mole of feedstock. The atomic balance of carbon, hydrogen, and oxygen atoms could be written in Eqs. 4, 5, and 6, respectively, as shown below.

Carbon balance

$$x_2 + x_3 + x_5 - 1 = 0 \quad (4)$$

Hydrogen balance

$$2x_1 + 2x_4 + 4x_5 - x = 0 \quad (5)$$

Oxygen balance

$$x_2 + 2x_3 + x_4 - y - 2m = 0 \quad (6)$$

There are three major kinetics that contribute to gasification process which are the Boudouard reaction $(C + CO_2 \longleftrightarrow 2CO)$ 2.), CO water shift reaction $(CO + H_2O \longleftrightarrow CO_2 + H_2)$, and methanation $(C + 2H_2 \longleftrightarrow CH_4)$. The equilibrium constants of each kinetic rate are expressed by Eqs. 7, 8, and 9,

Equilibrium constant for CO water shift reaction:

$$K_1 = \frac{x_3 x_1}{x_2 x_4} \quad (7)$$

Equilibrium constant for methanation combustion,

$$K_2 = \frac{x_5 x_{total}}{x_1^2} \quad (8)$$

where x_{total} is the total molar of the gaseous product from Eq. 3, which can be calculated by Eq. 9.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$x_{total} = x_1 + x_2 + x_3 + x_4 + x_5 + \left(\frac{z}{2} + 3.76m\right) \quad (9)$$

The equilibrium constants of any kinetic rates can be calculated from Eq. 10. The parameter ΔG_T^0 is the change in Gibbs function of formation obtained from all species involved in the reaction, which are functions of temperature. The calculation of the Gibbs of formation are referred to by Jarungthammachote and Dutta (2007).

$$K_i = e^{-\frac{\Delta G_T^0}{RT}}, i = 1, 2 \quad (10)$$

The energy equation could be written in the form of Eq. 11. The temperature of gas compositions can be calculated by energy conservation principle. $h_{f,i}^0$ is the enthalpy of formation of the reactant; (kJ/kmol). $h_{f,j}^0$ is the enthalpy of formation of the products (kJ/kmol). Δh_T is the sensible enthalpy of the products (kJ/kmol). $C_{P,i}$ is the specific heat of the i[th] species in the product, which is a function of temperature (kJ/kmol K). It was calculated in accordance with temperature by using the correlation referred to by Jarungthammachote and Dutta (2007). ΔT is the change in temperature with respect to the reference temperature of 298 K.

$$\begin{aligned}\Delta h_{f,feedstock}^o + mh_{f,o_2}^o + 3.76mh_{f,N_2}^o = {} & x_1\left(h_{f,H_2}^o + C_{P,H_2}\Delta T\right) + x_2\left(h_{f,CO}^o + C_{P,CO}\Delta T\right) + x_3\left(h_{f,CO_2}^o + C_{P,CO_2}\Delta T\right) \\ & + x_4\left(h_{f,H_2O(vapor)}^o + C_{P,H_2O(vapor)}\Delta T\right) + x_5\left(h_{f,CH_4}^o + C_{P,CH_4}\Delta T\right) \\ & + \left(\frac{Z}{2} + 3.76m\right)\left(h_{f,N_2}^o + C_{P,N_2}\Delta T\right)\end{aligned} \quad (11)$$

Reduction kinetic modeling

The reduction kinetic rate model was described in previous studies (Sharma 2001; Giltrap *et al.* 2003). The heat of reaction and the reaction rate of all considering reactions can be written as follows,

$$C + CO_2 \Leftrightarrow 2CO \ (172,600\ J/mol) \quad (12)$$

$$C + H_2O \Leftrightarrow CO + H_2 \ (131,400\ J/mol) \quad (13)$$

$$C + 2H_2 \Leftrightarrow CH_4 \ (-75,000\ J/mol) \quad (14)$$

$$CH_4 + H_2O \Leftrightarrow CO + 3H_2 \ (206,400\ J/mol) \quad (15)$$

$$r_1 = CRF \bullet A_1 \exp\left(\frac{-E_1}{RT}\right) \cdot \left(y_{CO2} - \frac{y_{CO}^2}{K_{R1}}\right) \quad (16)$$

$$r_2 = CRF \bullet A_2 \exp\left(\frac{-E_2}{RT}\right) \cdot \left(y_{H_2O} - \frac{y_{CO}y_{H_2}}{K_{R2}}\right) \quad (17)$$

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

$$r_3 = CRF \bullet A_3 \exp\left(\frac{-E_3}{RT}\right) \cdot \left(y_{H_2}^2 - \frac{y_{CH_4}^2}{K_{R3}}\right) \quad (18)$$

$$r_4 = A_4 \exp\left(\frac{-E_4}{RT}\right) \cdot \left(y_{H_2O} y_{CH_4} - \frac{y_{H_2}^3 y_{CO}}{K_{R4}}\right) \quad (19)$$

where r_i is the rate of reaction for the i^{th} reaction; (kmol/m^{3}s), A_i is the frequency factor for the i^{th} reaction; (kmol/m^{3}s), E_i is the activation energy of the i^{th} reaction; (kj/kmol). R is the universal gas constant; (kj/kmol), T is the temperature, y_x is the mole fraction of x species, k_i is the equilibrium constant for the i^{th} reaction, and CRF is the char reactivity factor.

Model solution procedure

The flow chart of the numerical procedure is illustrated in Fig. 2. The chemical equilibrium modeling was employed to predict the temperature and the composition of the combustion zone. Then the obtained temperature and composition was used as the initial value in reduction kinetic modeling in the reduction zone. In obtaining the solution for the chemical equilibrium modeling, there was a need to couple between an energy equation and the system of chemical equilibrium equations. This could be achieved through an iterative technique until the relative error of the predicted temperature was at an acceptable tolerance. For the solution of reduction kinetic modeling, the finite layer height was defined in the reduction zone and the residence time in each layer was estimated. The temperature and the composition were then used as the input for the adjacent layer below. More detail of the zone definition from the experimental information will be discussed in the next section.

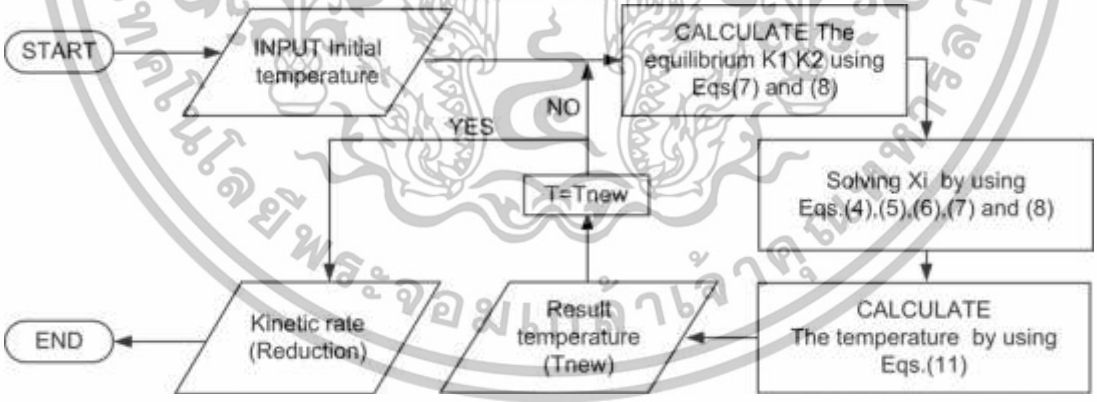


Fig. 2. Calculation procedure

RESULTS AND DISCUSSION

Flame Propagation and Kinetic Mechanism in Stratified Downdraft Gasification

The flame propagation and characteristics of each regime of the stratified downdraft gasification in different conditions were similar. It comprised of a combustion zone at the flame front following by a reduction zone, as depicted in Fig. 3a. The steep

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

temperature gradient where the temperature rose to its peak was observed in the combustion zone. This was due to major heat release from volatile combustion within the pores of the packed fuel bed. Oxygen was completely consumed within this zone. The fresh fuel was devolatilized, thus leaving char behind as the flame propagation moved counter to the supplied oxidizer stream as shown in Fig. 3b.

The reduction zone was located below the combustion zone. In this zone, the kinetic mechanism took place in the absence of the oxidizer. Flue gas from the combustion zone then reacted with solid char at a high temperature to produce carbon monoxide and hydrogen. While carbon dioxide and steam were consumed in the reduction process, the process was endothermic overall, so a decrease in temperature along the direction of the flue gas was observed in this zone.

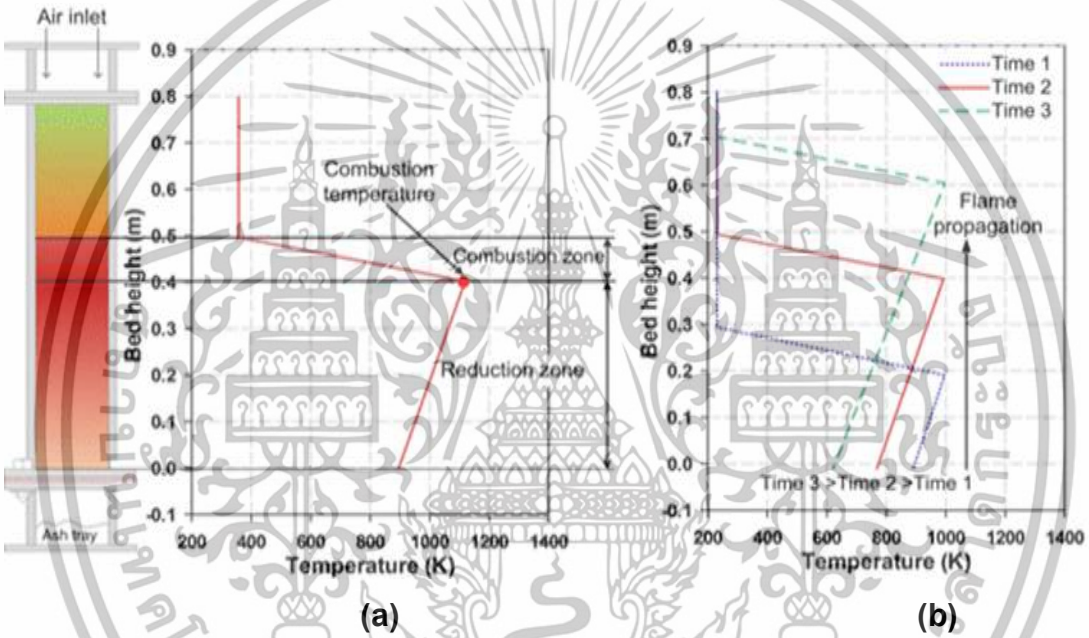


Fig. 3. Zone and temperature at specific times (a) and zone and temperature movement at different time periods (b)

Flame Propagation in Stratified Downdraft Gasification

In stratified downdraft gasification conditions, flame propagation moved counter to the supply oxidizer stream, as calculated by Eq. 1. The speed of the propagation depended on various factors, for example, fuel particle type, fuel size, moisture content in fuel, and air mass flow rate. The flame propagation mechanism was controlled by diffusion heat and mass transports in the direction counter to the supplied oxidizer stream. This was observed at the reaction front where a steep temperature gradient was presented. There were two distinctive regimes revealed in the propagation characteristic regardless the type of feedstock.

In regime I, at a low range of air flow rate, the propagation speed increased with increasing air flow rates. As the air flow rate increased, at a certain point, the peak propagation speed was reached. In regime II, at a higher range of air flow rate, propagation speed decreased with increasing air flow rate (Sadhan *et al.* 2014). In this scenario, increasing the air flow rate more than that resulted in the peak propagation speed. The propagation speed has a direct variation with the peak temperature under different air flow rates and the same feedstock conditions (Onthong *et al.* 2016).

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

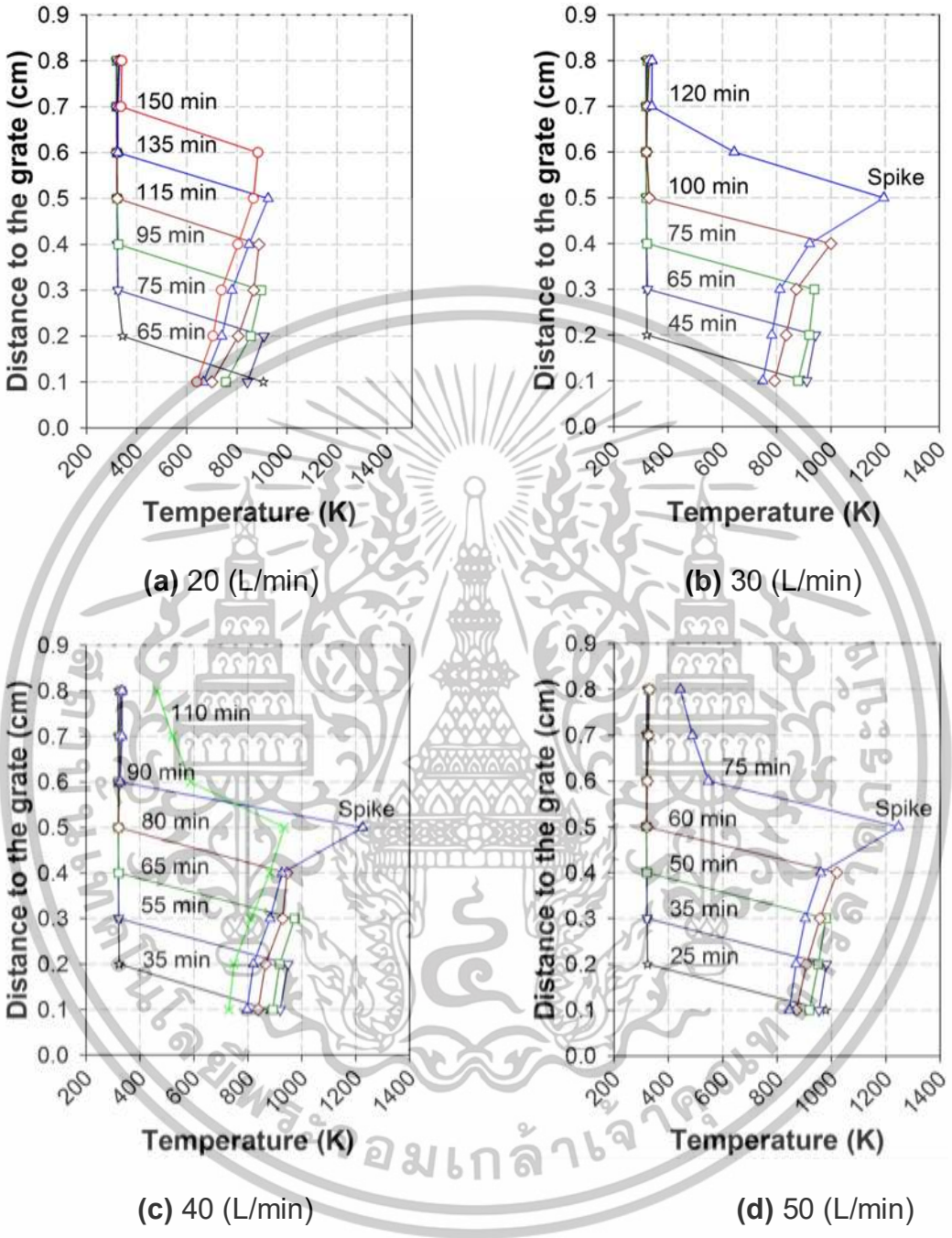


Fig. 4. Temperature distribution at different times in the reactor at various air flow rates for rice husk

After the ignition period, the flame was propagated upwards, as can be seen in the temperature profile evolution in Figs. 4 and 5. The propagation speed of each case was demonstrated in Fig. 6. The values of all cases were calculated by Eq. 1. All cases fell within regime I as stated in previous paragraph. The propagation rate of the wood pellet was around five times greater than rice husk at the same air flow rate. This could be because of the higher bulk density of the wood pellet, which was around six times higher in the randomly packed bed. The higher bulk density of the feedstock required more

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

thermal energy input to heat it up to de-volatilization temperature level at the reaction front. Heat was transferred from the combustion front in diffusion mode to heat up the fresh biomass until volatile combustion occurred within the pores space at the adjacent layer above the current location of the combustion front.

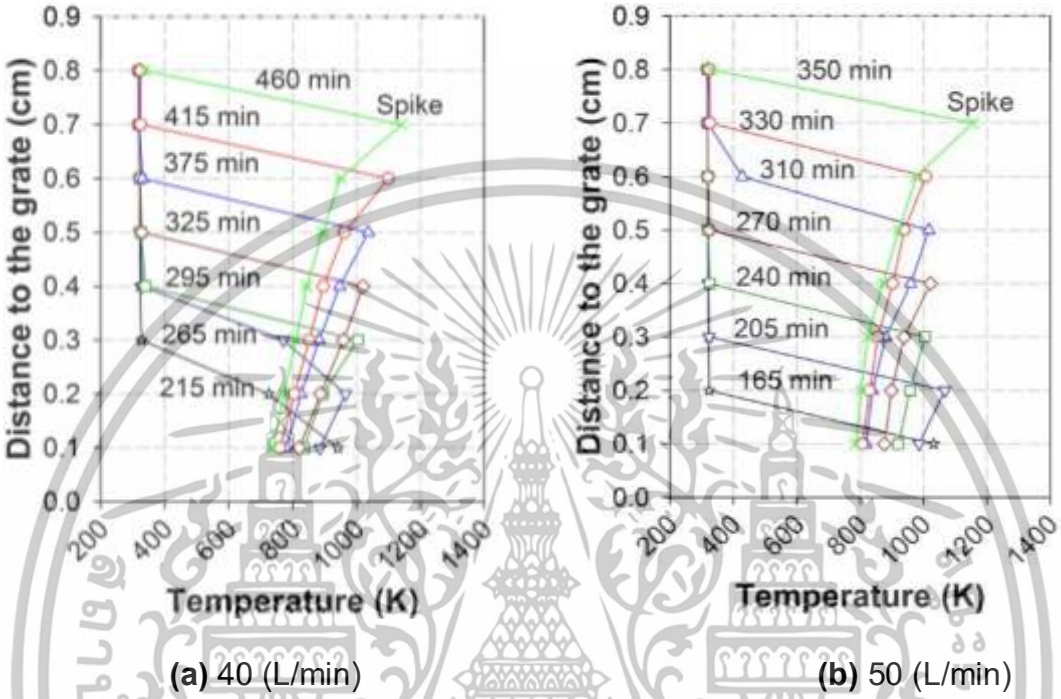


Fig. 5. Temperature distribution at different times in the reactor at various air flow rates for wood pellet

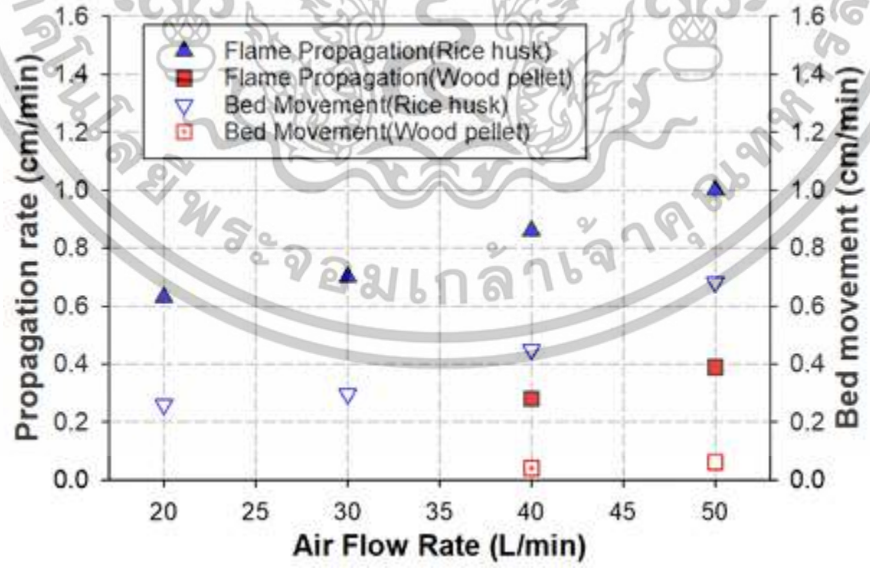


Fig. 6. Propagation rate and bed movement at different air flow rates

The combustion temperature, indicated by the peak temperature as shown in Fig. 3, was found to increase with the increasing air flow rate. A higher temperature would

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

have allowed a greater rate of heat transfer in the diffusion mode at the reaction front, which had resulted in a higher propagation rate of the flame front. Increasing the air flow rate would enrich the oxidizer concentration, which would have resulted in a higher heat release rate at the flame front. However, Sadhan *et al*. (2014) found that increasing the air flow rate until reaching a certain value will provide peak propagation rate. Further increasing air flow rate would then result in decreases in the propagation rate and the combustion temperature because the convection loss at the flame front was more dominant. This was considered as regime II, which was explained in previous paragraph.

A spike in temperature was observed for every case, as highlighted in Figs. 4 and 5. This happened when the propagation front reached the top surface of the packed fuel bed. This was the indication for termination in every experimental case. The air flow rate and data logger were stopped, and the data was collected for analysis at this point. The spike in temperature appeared because the flame front had reached the top fuel layer. This prevented the flame from propagating. The flame front stayed there until the volatiles had been completely released and the combustion regime had changed to char burning mode. There was a considerably higher combustion temperature in the char burning mode due to less dilution constituent in comparison with the volatile combustion mode. If the air flow was continued, the flame propagation front of the char burning mode moved downward until it reached the fuel grate, leaving incombustible ash behind (Ryu *et al*. 2006). Considerable bed movement due to fuel particle shrinkage was observed, as seen in Fig. 6.

Combustion Zone Prediction (Equilibrium Modeling)

The combustion zone temperature was defined as the peak temperature for any experimental cases as given in Fig. 7. It was also considered as the beginning of reduction zone, since the combustion zone in the stratified downdraft condition is typically very thin (Blasi 2000).

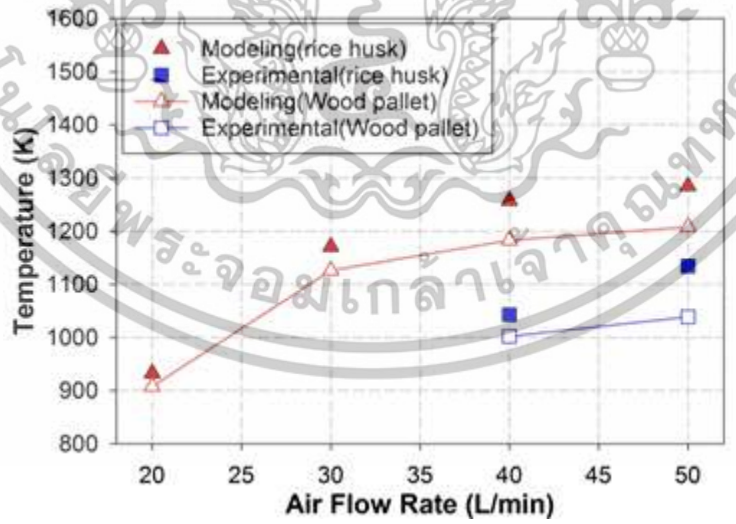


Fig. 7. Comparison of the equilibrium analysis and experimental test on temperature

The reduction zone occupied the area underneath the combustion zone downward to the combustor grate. It was necessary to define the *m* value (4.76 moles of air per a mole of fuel) for equilibrium modeling in Eq. 3. The global kinetic equation can be written from the known fuel composition. The stoichiometric air to fuel ratio was

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

calculated based on previous studies (Madhiyanon *et al.* 2010; Jumneansawas 2017). The experimental condition for the air to fuel mass ratio can be estimated by the total amount of air required for a complete batch divided by complete batch of feedstock usage, as seen in Table 1.

All the predicted temperatures were higher than the experimental results as seen in Fig. 7. It was assumed that the model did not account for any heat loss. In fact, there was heat loss at the combustion zone. Thermal energy at the combustion zone had diffused upstream allowing the propagation mechanism to proceed as stated in the previous paragraph. It was also due to the convection downstream that promoted char reduction endothermic kinetics. Increasing the air flow rate had resulted in a leaner air-fuel mixture. The product species tended to have a greater composition of combustion product (CO_2 and H_2O), as can be seen in Fig. 8.

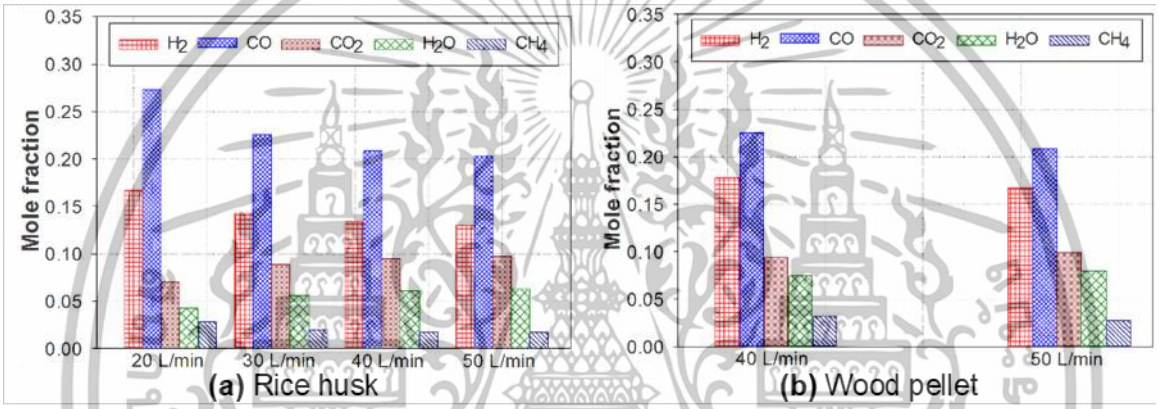


Fig. 8. Equilibrium analysis on the gas composition of the product

The combustion temperature of the wood pellet was a little lower than that of the rice husk. For wood pellet, volatile combustion was quenched when the supply air was fed at 20 L/min and 30 L/min. This was due to the greater size and higher bulk density of the wood pellet than those of rice husk because of the higher thermal inertia of the fuel particle. However, the limited concentration of the oxidizer had restricted the rate of heat generation during homogeneous volatile combustion within the pore space. If heat generation was lower than the heat loss, the flame would decrease in temperature and finally be quenched.

Reduction Zone Prediction (Reduction Kinetic Modeling)

High temperature flue gas from the combustion zone reacted with solid char to produce carbon monoxide and hydrogen species in the reduction zone. The kinetics involved were boudouard, water gas, methanation, and water gas shift reactions, as shown in Eqs. 12, 13, 14, and 15, respectively. The calculation procedure began by defining the reduction zone length and dividing it into a finite number of layers. Property transport between vertically adjacent layers was considered only due to convection where diffusion effect was ignored. This resembled the plug flow reactor model (Turns 1988).

The initial properties of the first layer were included. Gas compositions and temperatures were obtained from the combustion zone calculation. The initial superficial velocity was calculated from the total air supply flow rate, porosity of the packed bed, initial gas mixture, initial temperature, and the averaged mass loss of the case.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

The temperature profiles for most cases gave similar trends. The temperature decreased at a higher rate at the first 10 cm from its peak value within the reduction zone, as they exhibited steeper gradients in comparison with other layers, as can be seen in Figs. 9 and 11. This was because the high temperature of flue gas from the combustion zone allowed a greater reduction in the kinetic rate. The reduction kinetics were endothermic so the kinetic rates at certain locations were reflected by the temperature gradient. A higher temperature gradient at the beginning of the reduction zone was observed in the case of higher air flow rates. This was due to the higher temperature in the combustion zone when compared with the cases with lower air flow rates.

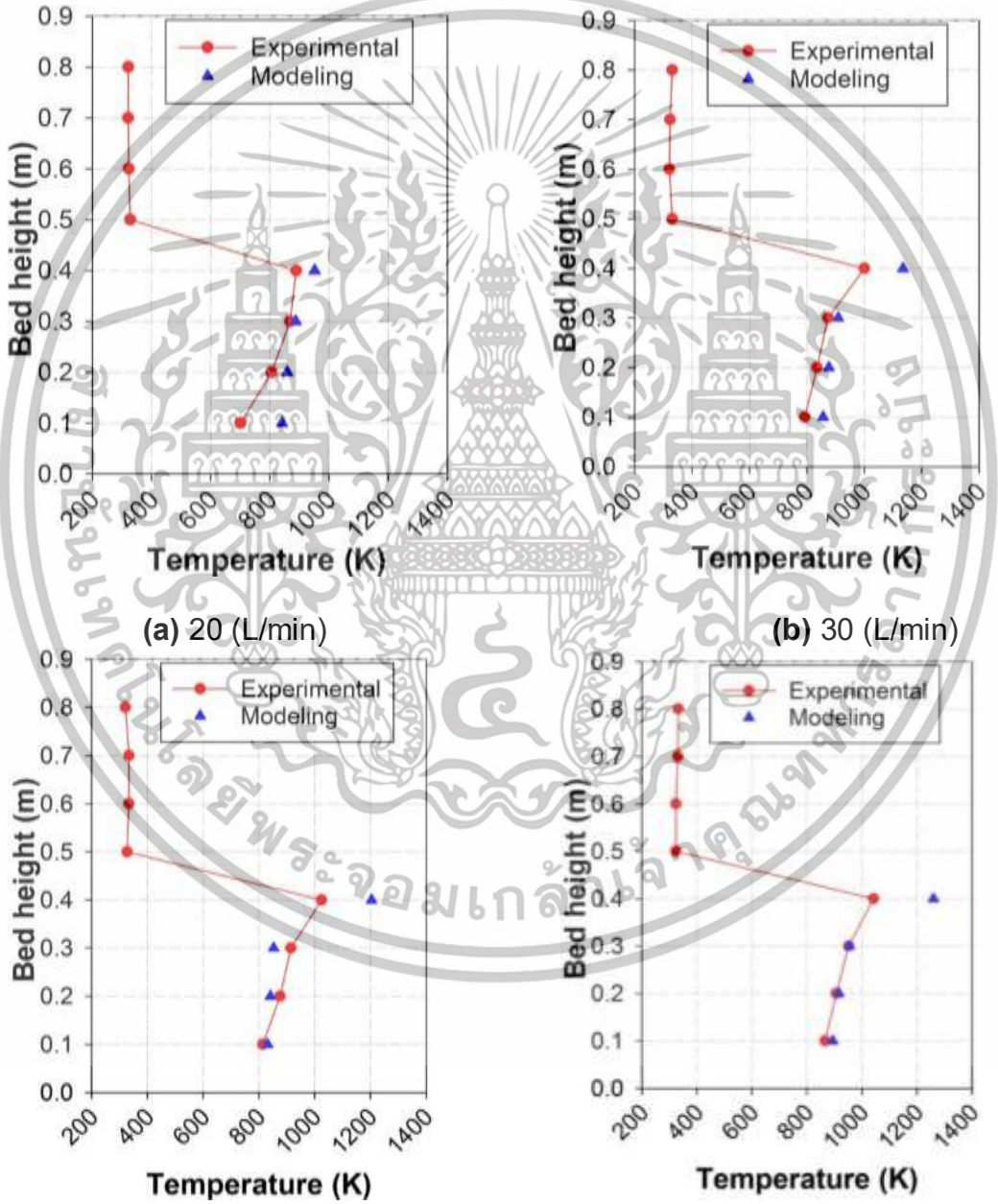


Fig. 9. Comparison of the temperature along the length of reactor for rice husk at certain time steps

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

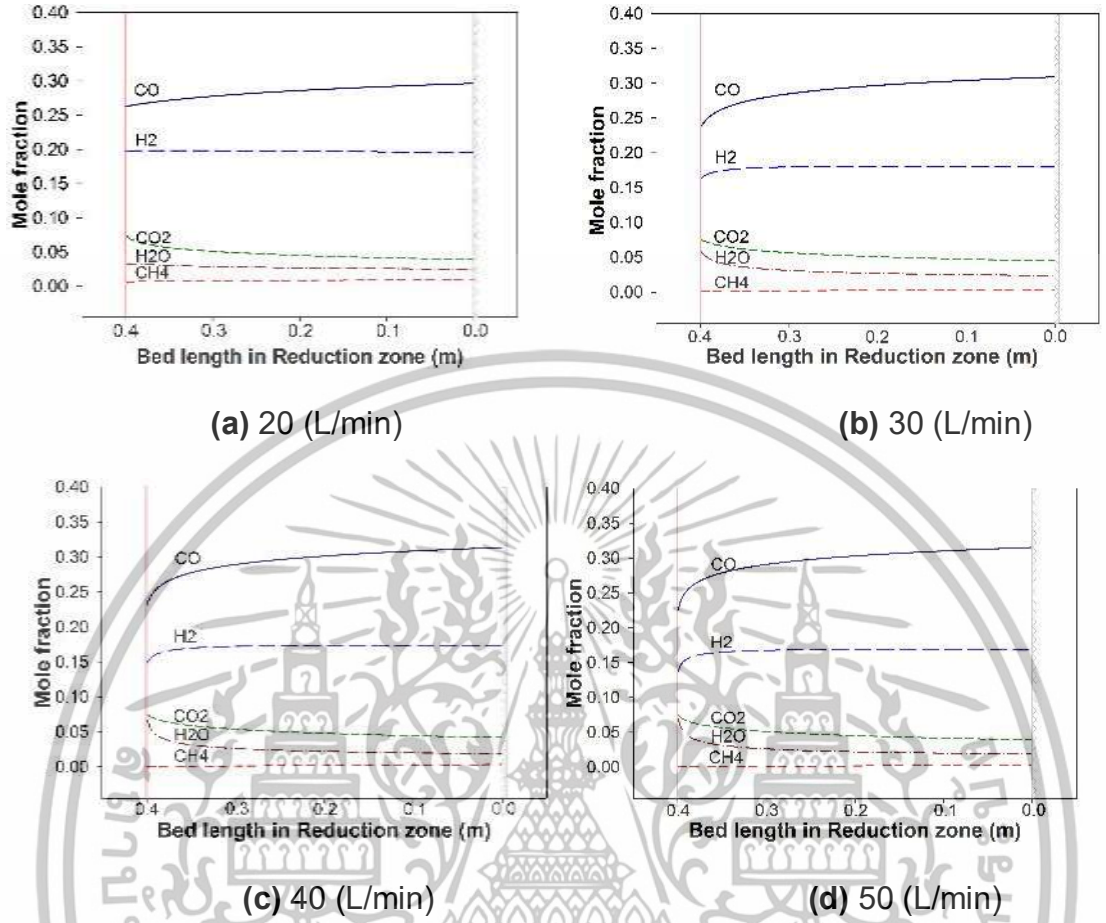


Fig. 10. Effect of air flow rate on the gas composition for rice husk

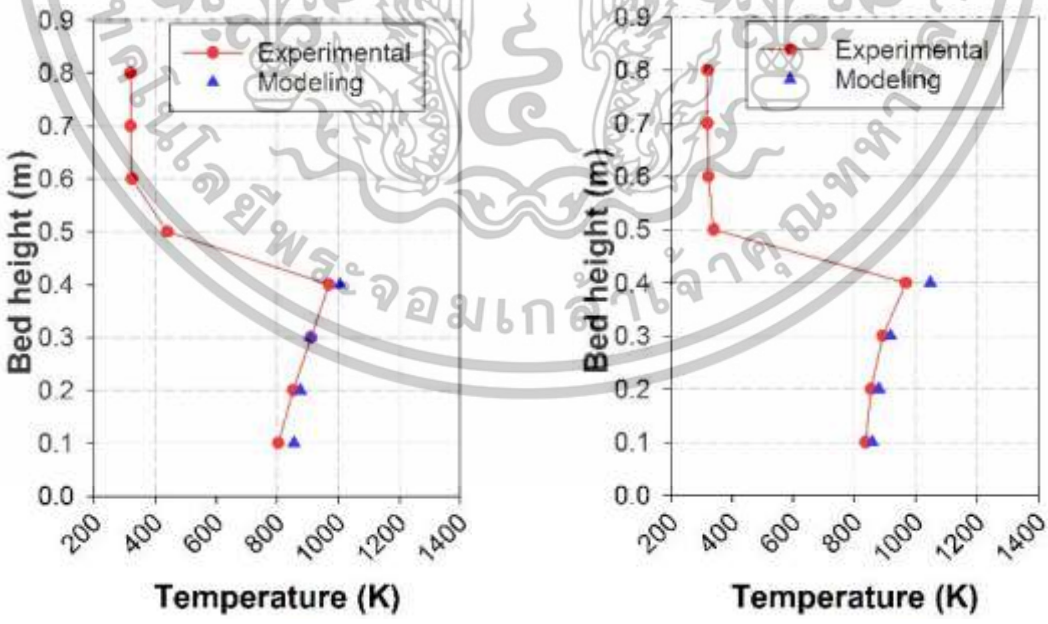
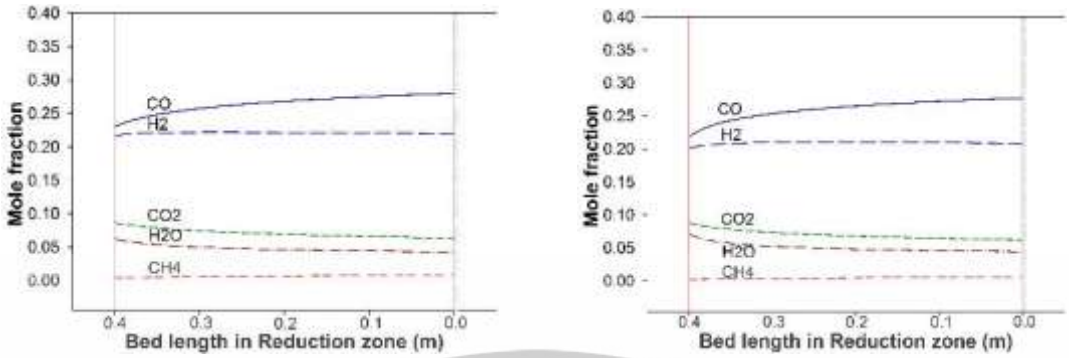


Fig. 11. Comparison of temperature along the length of the reactor for wood pellet at certain time steps

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้



(a) 40 (L/min) **(b)** 50 (L/min)

Fig. 12. Effect of air flow rate on the gas composition for wood pellet

The reason for the discrepancy between the experimental data and the simulation model solution for the temperature profile in the case of rice husk with 20 liter/min air supply was not clear. It was possible that the reduction kinetic had considerably slower rates due to the low combustion temperature at the beginning of the reduction zone, as indicated by the relatively mild decrease in temperature seen in Fig. 9a. Consequently, the adjacent lower layer with a high gas temperature had a greater amount of heat loss to the lower solid char particle in comparison with the endothermic reduction at the beginning of the reduction zone. Therefore, the temperature decreased with the higher downstream gradient. Kinetic modeling did not account for the heat transfer due to different temperatures between the gas and char.

Kinetic modeling with a CRF value of 10 provided similar trends of temperature profiles as in the experimental results. However, in the case of rice husk at air flow rates of 40 L/min and 50 L/min, a decrease in the temperature at the beginning of the reduction zone was over-predicted, as shown in Figs. 9c and 9d. This was due to the over-prediction in the temperature of the combustion zone by equilibrium modeling, which was used as the initial temperature in reduction modeling. The Arrhenius rate model had an exponential relation with temperature, which meant it had a high sensitivity to the accuracy of the temperature, which was used as initial value. The CO_2 and H_2O mole fraction decreased while CO and H_2 increased along the reduction zone. H_2 slightly decreased when the air flow rate was increased. The exit compositions were not significantly different for all of the cases, as can be seen in Figs. 10 and 12. The compositions and temperature profiles of the modeling results were in agreement with previous research (Giltrap *et al*. 2003; Babu and Sheth 2006).

CONCLUSIONS

Flame propagation under downdraft gasification at different air flow rates was investigated. The effects of different feedstocks on the propagation, namely rice husk and wood pellet, were considered. Flame propagation rate, mass loss, and bed movement was discussed. Equilibrium modeling was employed to predict the temperature and gas composition at the combustion zone. The equilibrium model results were used as the initial conditions for the reduction zone calculation. The temperature and gas composition along the reduction zone were predicted using finite kinetic modeling.

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

1. Flame propagation increased with increasing air mass flow rates for all the cases with rice husk and wood pellet between 20 L/min to 50 L/min. For wood pellet, the flame propagation (volatile combustion) was quenched in when the supply air flow rate was between 20 L/min and 30 L/min. This was because the bulk density of the wood pellet was considerably higher than rice husk, which resulted in massive heat loss to the fuel particle during the volatile combustion within the cavity space of the packed fuel bed.
2. The propagation rate of wood pellet was around five times greater than rice husk at the same air flow rate. This was because of the high bulk density of the wood pellet, which was around five times higher than the rick husk in the randomly packed bed. The higher bulk density of the feedstock required more thermal energy input to heat up to a de-volatilization temperature level at the reaction front, allowing flame front propagation.
3. Equilibrium modeling tended to overestimate the combustion temperature. This was possibly because it did not account for any heat loss, while there was a certain degree of heat loss at the flame front from upstream diffusion heat transfer to the feed propagation mechanism and downstream convection heat transfer.
4. Reduction kinetic modeling had a high sensitivity to the initial temperature input. The over-prediction of temperature in the combustion zone by equilibrium modeling led to over-prediction of the temperature gradient at the beginning of the reduction layer.

REFERENCES CITED

Atnaw, S. M., Sulaiman, S. A., Singh, L., Wahid, Z. A., and Ku Mohammad Faizal Bin Che Ku Yahya, C. (2017). "Modeling and parametric study for maximizing heating value of gasification syngas," *BioResources* 12(2), 2548-2564. DOI: 10.15376/biores.12.2.2548-2564

Babu, B. V., and Sheth, N. P. (2006). "Modeling and simulation of reduction zone of downdraft biomass gasifier: Effect of char reactivity factor," *Energy Conversion and Management* 47(15-16), 2602-2611. DOI: 10.1016/j.enconman.2005.10.032

Blasi, C. D. (2000). "Dynamic behaviour of stratified downdraft gasifiers," *Chemical Engineering Science* 55(15), 2931-2944. DOI: 10.1016/S0009-2509(99)00562-X

Bartocci, P., Bidini, G., Asdrubali, F., Beatrice, C., Frusteri, F., and Fantozzi, F. (2018a) "Batch pyrolysis of pellet made of biomass and crude glycerol: Mass and energy balances," *Renewable Energy* 124, 172-179. DOI: 10.1016/j.renene.2017.06.049

Bartocci, P., Zampilli, M., Bidini, G., and Fantozzi, F. (2018b). "Hydrogen-rich gas production through steam gasification of charcoal pellet," *Applied Thermal Engineering* 132, 817-823. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2018.01.016

Cerone, N., Zimbardi, F., Contuzzi, L., Prestipino, M., Carnevale, M.O., and Valerio, V. (2017). "Air-steam and oxy-steam gasification of hydrolytic residues from biorefinery," *Fuel Processing Technology* 167, 451-461. DOI: 10.1016/j.fuproc.2017.07.027

Dasappa, S., and Pual, P. J. (2001). "Gasification of char particles in packed beds: Analysis and results," *International Journal of Energy Research* 25(12), 1053-1072. DOI: 10.1002/er.740

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

Dupont, C., Jacob, S., Marrakchy, K.O., Hognon, C., Grateau, M., Labalette, F., and Da Silva Perez, D. (2016). "How inorganic elements of biomass influence char steam gasification kinetics," *Energy* 109, 430-435. DOI: 10.1016/j.energy.2016.04.094

Ferreira, S., Monteiro, E., Brito, P., and Vilarinho, C. (2019). "A holistic review on biomass gasification modified equilibrium models," *Energies* 12, 160. DOI: 10.3390/en12010160

Gao, N., and Li, A. (2008). "Modeling and simulation of combined pyrolysis and reduction zone for a downdraft biomass gasifier," *Energy Conversion and Management* 49(12) , 3483-3490. DOI: 10.1016/j.enconman.2008.08.002

Giltrap, D. L., McKibbin, R., and Barnes, G. R. G. (2003). "A steady state model of gas-char reactions in a downdraft biomass gasifier," *Solar Energy* 74(1), 85-91. DOI: 10.1016/S0038-092X(03)00091-4

Guangul, F. M., Sulaiman, S. H., and Ramli, A. (2012). "Gasifier selection, design and gasification of oil palm fronds with preheated and unheated gasifying air," *Bioresource Technology* 126, 224-232. DOI: 10.1016/j.biortech.2012.09.018

Huang, H. J., and Ramaswamy, S. (2011). "Thermodynamic analysis of black liquor steam gasification," *BioResources* 6(3), 3210-3230. DOI: 10.15376/biores.6.3.3210-3230

Jarungthammachote, S., and Dutta, A. (2007). "Thermodynamic equilibrium model and second law analysis of a downdraft waste gasifier," *Energy* 32(9), 33-40. DOI: 10.1016/j.energy.2007.01.010

Jumneansawas, J. (2017). *Analytical and Experimental Investigation of Wood Pellet Gasifier*, Master's Thesis, King Mongkut's Institute of Technology Ladkrabang, Thailand.

Onthong, K., Boobchauy, D., Wasinarom, K., Jaikuson, M., and Charoensuk, J. (2016). "Experiments and analysis of propagation front under biomass stratified downdraft gasification," in: *The 7th TSME International Conference on Mechanical Engineering*, Chiang Mai, Thailand.

Liu, L., Huang, Y., and Liu, C. (2016). "Prediction of rice husk gasification on fluidized bed gasifier based on Aspen Plus," *BioResources* 11(1), 2744-2755. DOI: 10.15376/biores.11.1.2744-2755

Madhiyanon, T., Sathitruangsak, P., and Soponronnarit, S. (2010). "Combustion characteristics of rice-husk in a short-combustion-chamber fluidized-bed combustor (SFBC)," *Applied Thermal Engineering* 30(4), 347-353. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2009.09.014

Mahapatra, S., and Dasappa, S. (2014). "Experiments and analysis of propagation front under gasification regimes in a packed bed," *Fuel Processing Technology* 121 , 83-90. DOI: 10.1016/j.fuproc.2014.01.011

Monteiro, E., Ismail, T.M., Ramos, A., Abd El-Salam, M., Brito, P.S.D., and Rouboa, A. (2017). "Assessment of the miscanthus gasification in a semi-industrial gasifier using a CFD model," *Applied Thermal Engineering* 123 , 448-457. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2017.05.128

Murugan, P. M., and Sekhar, S. J. (2017). "Species - transport CFD model for the gasification of rice husk (*Oryza Sativa*) using downdraft gasifier," *Computers and Electronics in Agriculture* 139, 33-40. DOI: 10.1016/j.compag.2017.05.004

Prestipino, M., Galvagno, A., Karlström, O., and Brink, A. (2018). "Energy conversion of agricultural biomass char: Steam gasification kinetics," *Energy* 16, 1055-1063. DOI: 10.1016/j.energy.2018.07.205

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

Reed, T. B, and Das, A. (1988). *Handbook of Biomass Downdraft Gasifier Engine Systems*, Solar Energy Research Institute, Golden, CO, USA.

Ryu, C., Yang, Y. B., Khor, A., Yates, E. N., Sharifi, V. N., and Swithenbank, J. (2006). "Effect of fuel properties in biomass combustion: Part I. Experiments-fuel type, equivalence ratio and particle size," *Fuel* 85(7-8), 1039-1046. DOI: 10.1016/j.fuel.2005.09.019

Salem, A. M., and Paul, C. M. (2018). "An integrated kinetic model for downdraft gasifier based on a novel approach that optimises the reduction zone of gasifier," *Biomass and Bioenergy* 109, 172-181. DOI: 10.1016/j.biombioe.2017.12.030

Shabbar, S., and Janajreh, I. (2013). "Thermodynamic equilibrium analysis of coal gasification using Gibbs energy minimization method," *Energy Conversion and Management* 65 , 755-763. DOI: 10.1016/j.enconman.2012.02.032

Sharma, A. K. (2001). "Equilibrium and kinetic modeling of char reduction reactions in a downdraft biomass gasifier: A comparison," *Solar Energy* 82(10), 918-928. DOI: 10.1016/j.solener.2008.03.004

Turns, S. R. (1988). *An Introduction to Combustion: Concepts and Applications Second Edition,* McGraw-Hill, New York, NY.

Wang, M. Y., Lin, C. P., Li, Y. T., and Ma, H. K. (2014). "Utilization of fire dynamics simulator model to study rice husk gasification in fixed-bed gasifier," *BioResources* 9(3), 3792-3804. DOI: 10.15376/biores.9.3.3792-3804

Yan, W. C., Shen, Y., You, S., Sim, S. H., Luo, Z. H., Tong, Y. W., and Wang, C. H. (2018). "Model-based downdraft biomass gasifier operation and design for synthetic gas production," *Journal of Cleaner Production* 178, 476-493. DOI: 10.1016/j.jclepro.2018.01.009

Zainal, Z. A., Ali, R., Lean, C. H., and Seetharamu, K. N. (2001). "Prediction of performance of a downdraft gasifier using equilibrium modeling for different biomass materials," *Energy Conversion and Management* 42(12), 1499-1515. DOI: 10.1016/S0196-8904(00)00078-9

Article submitted: February 20, 2019; Peer review completed: March 29, 2019; Revised version received and accepted: May 3, 2019; Published: May 13, 2019.
DOI: 10.15376/biores.14.3.5235-5253

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้

ประวัติผู้เขียน

ชื่อผู้เขียน	นายกิตติภาส วศินารมณ์
วัน เดือน ปีเกิดวันที่	14 สิงหาคม พ.ศ. 2524
สถานที่เกิด	กรุงเทพมหานคร
ประวัติการศึกษา	2547 วิศวกรรมศาสตรบัณฑิต สาขาวิศวกรรมเครื่องกล สถาบันเทคโนโลยีพระจอมเกล้าเจ้าคุณทหารลาดกระบัง
	2553 วิศวกรรมศาสตรมหาบัณฑิต สาขา วิศวกรรมเครื่องกล สถาบันเทคโนโลยีพระจอมเกล้าเจ้าคุณทหารลาดกระบัง

เอกสารนี้เป็นเอกสารที่สงวนไว้สำหรับการใช้งานเพื่อการศึกษาเท่านั้น ไม่อนุญาตให้นำไปใช้ประโยชน์ด้านการค้า ไม่ว่ากรณีใดๆทั้งสิ้น อีกทั้งห้ามมิให้ดัดแปลงเนื้อหา และต้องอ้างอิงถึงเจ้าของเอกสารทุกครั้งที่มีการนำไปใช้