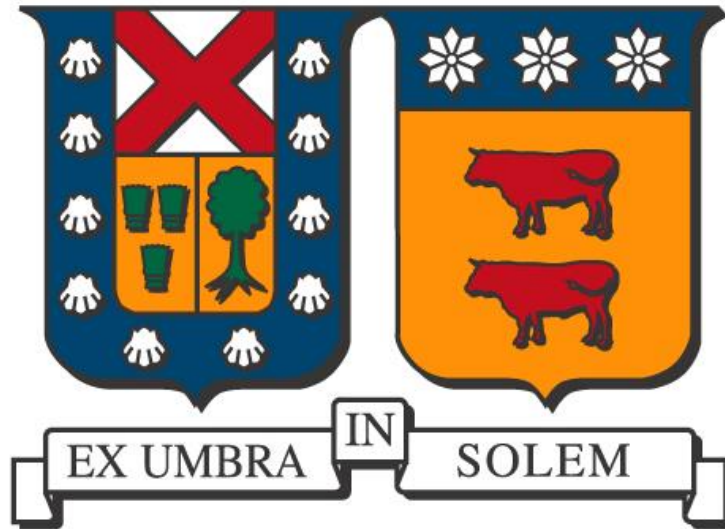


**UNIVERSIDAD TÉCNICA FEDERICO SANTA MARÍA
DEPARTAMENTO DE INGENIERIA METALURGICA Y DE MATERIALES**



**MODELACIÓN DEL COMPORTAMIENTO EN VUELO DE PARTÍCULAS
DE WC-10Co-4Cr Y POSTERIOR ANÁLISIS TEÓRICO DEL EFECTO EN
LAS PROPIEDADES Y RESISTENCIA AL DESGASTE ABRASIVO DE
RECUBRIMIENTOS FABRICADOS POR HVOF**

**Trabajo de titulación presentado en conformidad a los requisitos y
reglamentos requeridos para obtener el título de Ingeniero Civil
Metalúrgico y el grado de Magister en Ciencias de la Ingeniería
Metalúrgica**

Profesora Guía: Dra. Karem Tello Araya

**IGNACIO ALFONSO GONZÁLEZ CARRASCO
2021**

DEDICATORIA

Los padres son fuente de inspiración y orgullo. De ellos se obtienen los principales valores para la vida, por lo que no hay mejor homenaje para ellos que imitar notablemente sus virtudes. Son ellos los que nos entregan las herramientas para querer ser grandes y exitosos, pero también es al lado de ellos el único lugar donde queremos sentirnos pequeños.

Dicho esto, esta tesis se la dedico a mi madre, Ingrid Carrasco y a mi padre, Alfonso González, quienes con su apoyo, paciencia y sacrificio me han permitido alcanzar todas las metas que me he propuesto en la vida. Gracias por haberme forjado como la persona que soy y a enseñarme a nunca darme por vencido. Estaré eternamente agradecido, y es por ello que este trabajo es una pequeña muestra de gratitud en compensación a todo lo que me han dado durante sus vidas.

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, me gustaría agradecer a mi directora de tesis, la Dra. Karem Tello Araya, a la que le estoy agradecido por su valiosa ayuda, apoyo, motivación y dedicación durante el transcurso de toda la tesis, sin los que no hubiese sido posible culminar esta última gran etapa de un largo camino. También agradecerle por haber confiado en mi para ser su ayudante en diferentes ramos de la carrera a través de los años. Sin lugar a dudas me sirvió para querer mejorar cada día y para crecer como estudiante.

Agradezco al Departamento de Ingeniería Metalúrgica y de Materiales (DIMM) por aceptarme en el programa de Magister. También a sus docentes, quienes contribuyeron en mi formación tanto de pregrado como de posgrado.

Finalmente, agradezco a la dirección de posgrado de la universidad por apoyarme de manera financiera durante mi estadía en el programa de posgrado. Con su ayuda pude adquirir un equipo computacional de excelentes condiciones, el cual fue fundamental para obtener los resultados de mi trabajo.

RESUMEN

En este trabajo se evaluó mediante simulaciones computacionales de pistolas HVOF el efecto de la presión al interior de la cámara de combustión en la velocidad y temperatura de partículas del tipo WC-Co-Cr y como estas, a su vez, modifican la dureza, porosidad y desgaste abrasivo de los recubrimientos. Esto es importante en la industria hidroeléctrica, debido a que partes de las turbinas utilizadas están sometidas a este tipo de desgaste, reduciendo la vida útil y la eficiencia.

Se empleó el software ANSYS Fluent para simular la combustión del queroseno en una pistola JP5000 y la combustión del hidrógeno y del propileno en una pistola DJ2700. Las variables seleccionadas fueron: (i) flujo de combustible, (ii) el flujo de oxígeno y (iii) flujo másico total. Además, se recopilaron datos de la literatura que permitieron proponer relaciones empíricas entre las características de las partículas (temperatura y velocidad) y las características de los recubrimientos (dureza y porosidad) y, a su vez, entre dureza y porosidad y el desgaste abrasivo de los recubrimientos.

Los principales resultados indican que la presión al interior de la cámara de combustión y la temperatura de la partícula no están relacionadas, ya que esta característica va a depender de la proporción entre el combustible y el oxígeno. Por otra parte, la velocidad de la partícula mostró tener una relación directa con la presión al interior de la cámara de combustión en la combustión del hidrógeno y del propileno, mientras que en la combustión del queroseno esto no ocurre, ya que cuando la concentración de oxígeno incrementa demasiado la velocidad de la partícula comienza a disminuir. Acoplado los resultados de las simulaciones con las relaciones empíricas, se determinó que el flujo de combustible es la variable de proceso que más influye en la dureza y porosidad de los recubrimientos. Se observó que el aumento del flujo de combustible resultó en el aumento de la dureza y en la disminución de la porosidad de los recubrimientos, dado el aumento en la temperatura de la partícula. En tanto, el desgaste abrasivo se redujo por el aumento de la dureza y la disminución de la porosidad, causado por el aumento en la temperatura de la partícula, la cual fue afectada por el aumento del flujo de combustible.

ABSTRACT

The aim of this work, is to evaluate through computational simulations of HVOF guns the effect of increase the pressure inside the combustion chamber on velocity and temperature of WC-Co-Cr particles, and how they modify the hardness, porosity and abrasive wear of the coatings. This is important in the hydroelectric industry due some turbine parts used are summited to this kind of wear, reducing the useful life and the efficiency.

ANSYS Fluent was used to simulate a JP5000 gun, which was used to simulate the kerosene combustion and a DJ2700 gun, used to simulate the hydrogen and propylene combustion. The variables selected were fuel flow rate, oxygen flow rate and total mass flow (stoichiometric ratio constant). Besides, a literature review was done to find empirical correlation between particle characteristics (temperature and velocity) and the coatings characteristics (hardness and porosity) and, in turn, between hardness and porosity and the abrasive wear of the coatings.

The main results indicated that the pressure inside combustion chamber and the particle temperature are not related, since this characteristic depends on the proportion of the fuel and oxygen. On the other hand, particle velocity showed a direct relation with the pressure inside combustion chamber in the hydrogen and propylene combustion, while in kerosene combustion this did not happen because the increase in the oxygen concentration as inside as outside the gun caused a decrease in particle velocity when the oxygen flow and total mass flow increased. Coupling the simulations results with the empirical correlations, it was obtained that the increase in fuel flow rate was the variable that mainly increased the hardness and decreased the porosity of the coatings, because the increase in particle temperature and velocity. The abrasive wear decreased because the increase in hardness and decrease in porosity coatings, caused by the increase in particle temperature and velocity, which were affected by the increase of fuel flow rate.

INDICE

DEDICATORIA.....	2
AGRADECIMIENTOS	3
RESUMEN	4
ABSTRACT	5
INDICE DE FIGURAS	9
INDICE DE TABLAS	13
CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN.....	15
CAPÍTULO 2. ANTECEDENTES BIBLIOGRÁFICOS	23
2.1. Variables Operacionales.....	23
2.1.1. Efecto del Flujo de Combustible.....	23
2.1.2. Efecto del Flujo de Oxígeno	27
2.2. Simulación Computacional de Procesos HVOF.....	30
2.2.1. Ecuaciones Gobernantes	36
2.2.1.1. Fase Gaseosa	37
2.2.1.2. Modelos de Turbulencia	39
2.2.1.3. Modelo de Combustión.....	43
2.2.1.4. Fase Discreta (DPM)	45
2.3. Abrasión en Recubrimientos del Tipo Carburo de Tungsteno	49
2.3.1. Desgaste Abrasivo	49
2.3.2. Desgaste Abrasivo en Recubrimientos del Tipo Carburo de Tungsteno	51
2.3.3. Métodos de Evaluación del Desgaste Abrasivo	54
2.3.3.1. Normal ASTM G65	55
2.3.3.2. Norma ASTM G105	56
2.3.3.3. Norma ASTM B611.....	57

CAPÍTULO 3. HIPÓTESIS Y OBJETIVO	59
3.1. Hipótesis	59
3.2. Objetivo General	59
3.3. Objetivos Específicos.....	59
CAPÍTULO 4. METODOLOGÍA DE TRABAJO	60
4.1. Procedimiento de Simulaciones.....	60
4.2. Rangos de Operación por Tipo de Combustible	64
4.3. Evaluación del Aumento de la Presión en la Cámara de Combustión	66
4.4. Obtención de las Relaciones Empíricas	69
4.4.1. Características en Vuelo de Partículas – Características Recubrimientos....	69
4.4.2. Características Recubrimientos – Desgaste Abrasivo.....	69
CAPÍTULO 5. RESULTADOS Y DISCUSIÓN	71
5.1. Efecto del Flujo de Combustible	71
5.1.1. Presión de Gases de Combustión.....	71
5.1.2. Temperatura de Gases de Combustión	73
5.1.3. Velocidad de Gases de Combustión	77
5.1.4. Temperatura de Partícula.....	79
5.1.5. Velocidad de Partícula	81
5.2. Efecto del Flujo de Oxígeno.....	82
5.2.1. Presión de Gases de Combustión.....	82
5.2.2. Temperatura de Gases de Combustión	84
5.2.3. Velocidad de Gases de Combustión	86
5.2.4. Temperatura de Partícula.....	88
5.2.5. Velocidad de Partícula	90
5.3. Efecto del Flujo Másico Total (Razón Estequiométrica Constante)	91

5.3.1. Presión de Gases de Combustión.....	91
5.3.2. Temperatura de Gases de Combustión	94
5.3.3. Velocidad de Gases de Combustión	96
5.3.4. Temperatura de Partícula.....	97
5.3.5. Velocidad de Partícula	99
5.4. Relaciones Empíricas I	100
5.4.1. Temperatura Partícula – Dureza Recubrimiento	100
5.4.2. Temperatura Partícula – Porosidad Recubrimiento.....	102
5.4.3. Velocidad Partícula – Dureza / Porosidad Recubrimiento.....	104
5.5. Relaciones Empíricas II	106
5.5.1. Dureza Recubrimiento – Desgaste Abrasivo.....	106
5.6. Porosidad Recubrimiento – Desgaste Abrasivo.....	109
5.7. Evolución de la Temperatura y Velocidad de Partícula.....	110
5.8. Efecto de T_p y v_p sobre la Dureza y Porosidad de los Recubrimientos.....	113
5.9. Estimación del Desgaste Abrasivo	119
CONCLUSIONES.....	127
ANEXOS	131
A1. Tablas de Condiciones Experimentales (Literatura)	131
A2. Obtención de los Límites Operacionales	135
A3. Determinación del Flujo de Gas Carrier y del Flujo de Aire.....	137
A4. Datos de Desgaste Abrasivo	139
BIBLIOGRAFÍA	143

INDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Zonas de desgaste abrasivo: (a) turbina Francis [40]; (b) capacho turbina Pelton [37].	17
Figura 2.1. Efecto del flujo de combustible sobre la velocidad de las partículas: (a) datos obtenidos del trabajo de (Picas et al.); (b) datos obtenidos del trabajo de (Tillmann et al.); (c) datos obtenidos del trabajo de (Guo et al.).	24
Figura 2.2. Efecto del flujo de combustible en la presión al interior de la cámara de combustión. Datos obtenidos a partir del trabajo de (Wang et al.).	25
Figura 2.3. Efecto del flujo de combustible sobre la temperatura de las partículas: (a) datos obtenidos a partir del trabajo de (Tillmann et al.); (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Guo et al.).	26
Figura 2.4. Efecto de la temperatura de partícula en la microdureza de los recubrimientos (datos obtenidos del trabajo de Picas et al.).	27
Figura 2.5. Efecto del flujo de oxígeno en la temperatura de las partículas: (a) y (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Picas et al.); (c) datos obtenidos a partir del trabajo de (Tillmann et al.); (d) datos obtenidos a partir del trabajo de (Guo et al.).	29
Figura 2.6. Efecto del flujo de oxígeno en la velocidad de las partículas (datos obtenidos a partir del trabajo de Guo et al.).	30
Figura 2.7. Efecto del flujo de oxígeno en la presión de la cámara de combustión: (a) datos obtenidos a partir del trabajo de (Tillmann et al.); (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Wang et al.).	30
Figura 2.8. Efecto del flujo másico en la presión de los gases: (a) datos obtenidos a partir del trabajo de (Cheng et al.); (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Shamim et al.).	32
Figura 2.9. Representación esquemática de la pistola usada por (Shamim et al.) para indicar el cambio del comportamiento en la temperatura de los gases al variar el flujo másico total.	33
Figura 2.10. Efecto de la razón combustible/oxígeno y oxígeno/combustible en la presión de los gases de combustión: (a) datos obtenidos a partir del trabajo de (Shamim et al.); (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Li et al.).	34

Figura 2.11. Efecto del flujo de gas enfriador (aire) en la presión de los gases (datos obtenidos a partir del trabajo de Shamim et al.).....	36
Figura 2.12. Representación esquemática del desgaste abrasivo de dos cuerpos y tres cuerpos [117].....	50
Figura 2.13. Representación esquemática del ensayo de la norma ASTM G65 [122]. ..	56
Figura 2.14. Representación esquemática del ensayo de la norma ASTM G105 [123].	57
Figura 2.15. Representación esquemática del ensayo de la norma ASTM B611 [124]..	58
Figura 4.1. Esquema de la pistola JP5000.....	61
Figura 4.2. Esquema de la pistola DJ2700.....	61
Figura 4.3. Datos obtenidos de la literatura para establecer los rangos operacionales: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	65
Figura 5.1. Efecto del flujo de combustible en la presión de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	73
Figura 5.2. Efecto del flujo de combustible en la temperatura de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno.	75
Figura 5.3. Continuación de la Figura 5.2. Efecto del flujo de combustible en la temperatura de los gases: (c) propileno.	76
Figura 5.4. Evolución de la fracción másica de combustible: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	76
Figura 5.5. Evolución de la fracción másica de oxígeno: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.....	77
Figura 5.6. Efecto del flujo de combustible en la velocidad de gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	79
Figura 5.7. Efecto del flujo de combustible en la temperatura de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno.....	80
Figura 5.8. Continuación de la Figura 5.7. Efecto del flujo de combustible en la temperatura de partícula: (c) propileno.	81
Figura 5.9. Efecto del flujo de combustible en la velocidad de las partículas: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	82
Figura 5.10. Efecto del flujo de oxígeno en la presión de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	84

Figura 5.11. Efecto del flujo de oxígeno en la temperatura de gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	86
Figura 5.12. Efecto del flujo de oxígeno en la velocidad de gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	88
Figura 5.13. Efecto del flujo de oxígeno en la temperatura de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno.	89
Figura 5.14. Continuación de la Figura 5.13. Efecto del flujo de oxígeno en la temperatura de partícula: (c) propileno.....	90
Figura 5.15. Efecto del flujo de oxígeno en la velocidad de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	91
Figura 5.16. Efecto del flujo másico total en la presión de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	93
Figura 5.17. Efecto del flujo másico total en la temperatura de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	95
Figura 5.18. Evolución de la fracción másica de combustible para el aumento del flujo másico: (a) hidrógeno; (b) propileno.....	95
Figura 5.19. Evolución de la fracción másica de oxígeno para el aumento del flujo másico: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	96
Figura 5.20. Efecto del flujo másico total en la velocidad de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	97
Figura 5.21. Efecto del flujo másico total en la temperatura de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	98
Figura 5.22. Efecto del flujo másico total en la velocidad de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno.	99
Figura 5.23. Continuación Figura 5.22. Efecto del flujo másico total en la velocidad de partícula: (c) propileno.....	100
Figura 5.24. Efecto de la temperatura de las partículas en la dureza de los recubrimientos: (a) queroseno; (b) hidrógeno.....	101
Figura 5.25. Continuación Figura 5.24. Efecto de la temperatura de las partículas en la dureza de los recubrimientos: (c) propileno.....	102

Figura 5.26. Efecto de la temperatura de partícula en la porosidad de los recubrimientos: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.	103
Figura 5.27. Efecto de la velocidad de partícula en la dureza del recubrimiento: (a) queroseno; (b) hidrógeno.	104
Figura 5.28. Continuación Figura 5.27. Efecto de la velocidad de partícula en la dureza del recubrimiento: (c) propileno.	105
Figura 5.29. Efecto de la velocidad de partícula en la porosidad de recubrimiento: (a) queroseno; (b) hidrógeno.	105
Figura 5.30. Continuación Figura 5.29. Efecto de la velocidad de partícula en la porosidad de recubrimiento: (c) propileno.	106
Figura 5.31. Efecto de la dureza de los recubrimientos en el desgaste abrasivo.	108
Figura 5.32. Efecto de la porosidad de los recubrimientos en el desgaste abrasivo. ...	109
Figura 5.33. Evolución de la temperatura y velocidad de la partícula junto con la presión de los gases al interior de la pistola: (a) queroseno; (b) hidrógeno.	112
Figura 5.34. Continuación Figura 5.33. Evolución de la temperatura y velocidad de la partícula junto con la presión de los gases al interior de la pistola: (c) propileno.	113
Figura 5.35. Variación de la (a) dureza estimada de los recubrimientos a partir de las variables utilizadas.	114
Figura 5.36. Variación de la (b) porosidad estimada de los recubrimientos a partir de las variables utilizadas.	115
Figura 5.37. Variación de la (a) dureza y de la (b) porosidad estimada de los recubrimientos a partir de las variables utilizadas en la combustión del hidrógeno.	116
Figura 5.38. Variación de la (a) dureza y de la (b) porosidad estimada de los recubrimientos a partir de las variables utilizadas en la combustión del propileno.	118
Figura 5.39. Evolución del desgaste abrasivo: (a) efecto de la dureza estimada de los recubrimientos y (b) efecto de la porosidad estimada de los recubrimientos en la combustión del queroseno.	121
Figura 5.40. Evolución del desgaste abrasivo: (a) efecto de la dureza estimada de los recubrimientos y (b) efecto de la porosidad estimada de los recubrimientos en la combustión del hidrógeno.	123

Figura 5.41. Evolución del desgaste abrasivo: (a) efecto de la dureza estimada de los recubrimientos en la combustión del propileno.	125
Figura 5.42. Continuación Figura 5.41. Evolución del desgaste abrasivo: (b) efecto de la porosidad estimada de los recubrimientos en la combustión del propileno.....	126

INDICE DE TABLAS

Tabla 4.1. Condiciones para las simulaciones de combustión con queroseno: oxígeno constante – combustible variable.	66
Tabla 4.2. Condiciones para las simulaciones de combustión con queroseno: combustible constante – oxígeno variable.....	66
Tabla 4.3. Condiciones para las simulaciones de combustión con queroseno: razón estequiométrica constante.....	67
Tabla 4.4. Condiciones para las simulaciones de combustión con hidrógeno: oxígeno constante – combustible variable.	67
Tabla 4.5. Condiciones para las simulaciones de combustión con hidrógeno: combustible constante – oxígeno variable.....	67
Tabla 4.6. Condiciones para las simulaciones de combustión con hidrógeno: razón estequiométrica constante.....	67
Tabla 4.7. Condiciones para las simulaciones de combustión con propileno: oxígeno constante – combustible variable.	68
Tabla 4.8. Condiciones para las simulaciones de combustión con hidrógeno: combustible constante – oxígeno variable.....	68
Tabla 4.9. Condiciones para las simulaciones de combustión con propileno: razón estequiométrica constante.....	68
Tabla A1.1. Datos experimentales de la literatura asociados a la combustión del queroseno	131
Tabla A1.2. Datos experimentales de la literatura asociados a la combustión del queroseno	133
Tabla A1.3. Datos experimentales de la literatura asociados a la combustión del propileno	135

Tabla A2.1. Resumen de los cálculos realizados para encontrar los límites operacionales	136
Tabla A3.1. Resumen de los principales valores calculados para el flujo de gas carrier	137
Tabla A3.2. Cálculo del flujo de gas carrier constante para la combustión del queroseno	138
Tabla A3.3. Cálculo del flujo de gas carrier constante para la combustión del hidrógeno	138
Tabla A3.4. Cálculo del flujo de gas carrier constante para la combustión del propileno	138
Tabla A3.5. Resumen de los principales valores calculados para el flujo de aire	139
Tabla A3.6. Cálculo del flujo de aire constante para la combustión del hidrógeno.....	139
Tabla A3.7. Cálculo del flujo de aire constante para la combustión del propileno.....	139
Tabla A4.1. Desgaste abrasivo en función de la dureza de recubrimientos (datos de la literatura)	139
Tabla A4.2. Desgaste abrasivo en función de la porosidad de recubrimientos (datos de la literatura)	141

CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN

Los recubrimientos cermet obtenidos mediante procesos de rociado térmico han surgido como una solución viable para una amplia gama de aplicaciones en las que se busca resistencia al desgaste con la finalidad de mejorar la vida útil de componentes mecánicos, de generación de energía como también de procesamiento de materias primas [1]–[3]. Estos recubrimientos han sido desarrollados para incrementar la resistencia al desgaste de la superficie y protegerla de las interacciones adversas tanto físicas como químicas con el ambiente y así mitigar el daño causado por corrosión como también de daños mecánicos como el desgaste abrasivo y erosivo [1], [4]. Por lo tanto, el desarrollo de recubrimientos de buena calidad para aplicaciones industriales es el principal objetivo debido a que el deterioro de los recubrimientos es típicamente seguido por una falla de los componentes y del sistema [5]. En este sentido los recubrimientos cermet basados en carburo de tungsteno (WC) y fabricados por procesos de rociado térmico han adquirido un papel importante debido a que presentan buenas propiedades frente al desgaste abrasivo, erosivo y deslizante, por lo que sus aplicaciones industriales son amplias, pudiendo enfocarse al sector minero, automotriz, petrolífero, aeroespacial y de generación de energía [6]–[9].

En concreto, en la industria minera es factible la aplicación de recubrimientos del tipo carburo de tungsteno, ya que se puede prevenir el desgaste de aquellas partes expuestas a abrasivos finos y también en la industria agrícola, en la cual la maquinaria asociada está sometida a la acción abrasiva de piedras y arenas [6], [10]. Sin embargo, la industria que ha resultado más atractiva para la aplicación de este tipo de recubrimientos es la industria hidroeléctrica, donde predomina el desgaste erosivo y abrasivo [1], [10], [19]–[28], [11], [29]–[32], [12]–[18]. Este último tipo de desgaste se puede observar en partes de las turbinas Francis como las paletas guías y el “runner blade”, que corresponde al corazón de la turbina y donde el agua golpea causando que el eje de la turbina rote [33], [34]. También se ha observado desgaste erosivo en los capachos de las turbinas Pelton, sin embargo, dado el ángulo de impacto de las partículas (5°), se puede catalogar más bien como desgaste abrasivo [35]–[37]. Ahora bien, independiente del tipo de turbina el

principal problema radica en el agua que se utiliza para la generación de energía, la cual se encuentra cargada de partículas producidas por la erosión hídrica de rocas [11], [38]. Estas partículas contenidas en el medio corresponden a aquellas que no pudieron ser sedimentadas por los sistemas de sedimentación presentes en las plantas hidroeléctricas [39]. Como consecuencia, las partículas pasan a través de las turbinas y de las partes de las turbinas con una alta energía cinética que es suficiente para generar un daño severo en las superficies que se encuentran en servicio [11], [38], [39].

Dadas estas circunstancias, se han probado diferentes tipos de aceros para la confección de turbinas como, por ejemplo, el acero austenítico 18Cr-8Ni, el cual fue descartado debido al pobre comportamiento frente a la fatiga y al endurecimiento causado por la abrasión mecánica. También se ha hecho uso de los aceros martensíticos forjados del tipo 12Cr y 13Cr-1Ni, pero también fueron descartados debido a la poca resistencia frente a la erosión, cavitación y corrosión como también debido a la baja tenacidad, dureza, contenido de níquel y a su pobre soldabilidad. Posteriormente, se desarrollaron otros aceros tales como 13Cr-4Ni, 16Cr-5Ni y 17Cr-4Ni, siendo estos últimos dos los más empleados para la confección de turbinas ya que poseen excelentes propiedades mecánicas y buena resistencia a la corrosión, pero una baja resistencia al desgaste [11], [12], [14], [26], [29], [31], [39]. Esta baja resistencia se debe principalmente a la diferencia de dureza que existe entre las partículas y la superficie de trabajo, ya que la dureza que tienen las partículas que contiene el agua, cuyo mayor constituyente es el cuarzo (SiO_2), varía entre 800 y 1100 HV, mientras que la dureza de los aceros martensíticos varía entre 200 y 350 HV [11]–[14], [26], [31]. Esta marcada diferencia entre el material base y las partículas causa severos problemas de erosión y abrasión en los componentes de las turbinas situados bajo el agua [11], [14], [25], [39]. En la Figura 1.1 se presentan las zonas que están expuestas a desgaste abrasivo en turbinas Francis y Pelton, las cuales se encuentran marcadas en color rojo.

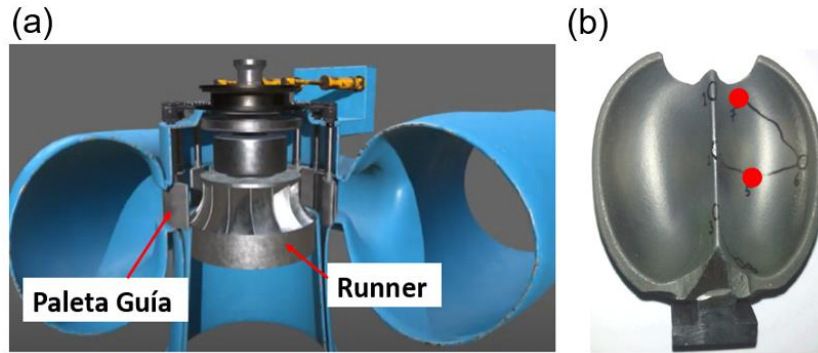


Figura 1.1. Zonas de desgaste abrasivo: (a) turbina Francis [40]; (b) capacho turbina Pelton [37].

En base a este problema, los materiales cermet basados en carburo de tungsteno son utilizados ampliamente para recubrir turbinas o parte de ellas utilizando aquellos materiales que se encuentran comercialmente disponibles para realizar recubrimientos por rociado térmico, los cuales son WC-12%Ni, WC-Co (WC-12%Co y WC-17%Co) y WC-10%Co-4%Cr [3], [12], [39], [41], [42]. Este tipo de materiales cermet permiten realizar una combinación óptima de propiedades, ya que por un lado está presente el cerámico, que aporta dureza y al mismo tiempo se desempeña como constituyente encargado de resistir el desgaste, mientras que el material metálico aporta tenacidad, ductilidad y soporte además de tener un rol crítico contra la oxidación y la corrosión. Sin embargo, este tipo de carburos son más utilizados cuando la aplicación requiere una alta resistencia al desgaste, siempre que las temperaturas de servicio no excedan los 500 – 600 (°C) [3], [6], [48], [49], [7], [9], [42]–[47].

Para la formación de los recubrimientos basados en carburo de tungsteno se han empleado técnicas pertenecientes al campo del rociado térmico como rociado por llama (WS), rociado por plasma atmosférico (APS), pistola de detonación (D-Gun) y rociado térmico por combustión con oxígeno (HVOF) [3]–[9], [50]–[52]. Estas técnicas de rociado térmico han surgido debido a que presentan ventajas económicas relacionadas con el tiempo de vida como también mejoras en las propiedades superficiales de componentes críticos en comparación con el proceso de cromado electrolítico (EHC), el cual consiste en la generación de una capa de cromo duro con bajo coeficiente de fricción y alta resistencia a la corrosión. Sin embargo, este método de fabricación de recubrimiento se está dejando de lado dado que durante el proceso se produce niebla ácida y residuos

que contienen gran cantidad de cromo hexavalente (Cr^{+6}) como también trióxido de cromo (CrO_3), los cuales son perjudiciales para la salud (riesgo de cáncer pulmonar y nasal) y el medio ambiente [41], [43], [61]–[69], [53]–[60].

El proceso que ha resultado ser más atractivo para reemplazar al cromado electrolítico ha sido el HVOF. Este proceso consta de diversas variables operacionales y comienza en la cámara de combustión, donde el combustible y el oxígeno se alimentan y se queman en una mezcla gaseosa compleja. Estos productos gaseosos son forzados a pasar a través de una boquilla, la cual acelera los gases a velocidades supersónicas. El material que va a formar parte del recubrimiento se alimenta en forma de polvo a través de un flujo de gas carrier que tiene como finalidad transportar los polvos debido a los tamaños micrométricos que tienen. En tanto, la alimentación de los polvos se puede realizar dentro de la cámara de combustión o aguas abajo luego de la boquilla convergente-divergente. Las partículas de polvo, que se encuentran generalmente en un rango de tamaño que varía entre 5 y 80 (μm) son ablandadas o fundidas por los gases calientes mientras son transportadas hacia un sustrato específico para acumularse y generar el recubrimiento [70]–[72].

Este proceso junto con las variables operacionales que intervienen ha sido ampliamente adoptado para componentes de gran tamaño en vista de su factibilidad para cubrir áreas grandes y de su efectividad para depositar los recubrimientos debido a la alta velocidad que adquiere el material de aporte, la cual varía entre 500 – 1800 (m/s) permitiendo mejorar la fuerza de cohesión del recubrimiento y al mismo tiempo producir un recubrimiento con buena tenacidad y dureza [5], [11], [52], [73]–[78]. Por otra parte, la temperatura alcanzada producto de la combustión entre el oxígeno y el combustible (queroseno, propileno, propano, etano o hidrógeno) al interior de la cámara de combustión permite obtener temperaturas que se encuentran en el rango de 2500 – 3200 ($^{\circ}\text{C}$), lo que provoca que la temperatura de las partículas fluctúe entre 1600 – 2200 ($^{\circ}\text{C}$) permitiendo de ese modo disminuir la porosidad y reducir la formación de fases secundarias en el recubrimiento, las cuales son frágiles [5], [44], [80], [81], [49], [73]–[79].

Dentro de las variables operacionales que están involucradas en el proceso hay algunas que en particular modifican la presión al interior de la pistola. (Guo *et al.*) [82] plantea que el flujo de combustible y el flujo de oxígeno son las principales variables que modifican la presión al interior de la cámara de combustión. Ahora bien, en base a algunos resultados obtenidos por (Suhonen *et al.*) [81] muestran que la modificación de la presión al interior de la cámara de combustión modifica la velocidad de la partícula, mientras que el cambio en la razón de combustible/oxígeno (F/O) controla la temperatura de la partícula.

Dentro de los trabajos encargados de evaluar el efecto del flujo de combustible se ha encontrado que el aumento del flujo de combustible produce un aumento en la velocidad de las partículas, lo cual se ha observado cuando se ha utilizado queroseno, hidrógeno y metano [74], [82], [83]. Esto se produce porque el aumento del flujo de combustible produce un aumento en la presión al interior de la cámara de combustión [84]. También se ha reportado que el aumento del flujo de combustible produce un aumento en la temperatura de la partícula, sin embargo, se ha observado que un aumento excesivo disminuye la temperatura [74], aunque (Tillmann *et al.*) [83] dicen que el mayor incremento causa que el combustible reaccione en otras partes de la pistola permitiendo el aumento en la temperatura de la partícula. Sin embargo, cuando se hace uso de metano (Guo *et al.*) [82] han visto que a medida que incrementa el flujo, la temperatura disminuye, lo cual se atribuye al aumento de la velocidad de partícula que causa una reducción en el tiempo de residencia y por ende una reducción de la transferencia de calor hacia la partícula.

En los trabajos que han evaluado el efecto del flujo de oxígeno se ha podido ver que esta variable afecta la velocidad de la partícula produciendo un aumento a medida que el flujo de oxígeno incrementa. De igual manera que el efecto del flujo de combustible, también se debe al continuo aumento en la presión de los gases al interior de la cámara de combustión [74], [82]–[84]. En relación con la temperatura de la partícula (Picas *et al.*) [74] obtienen que un incremento del flujo de oxígeno hasta cierto valor produce un incremento de la temperatura, pero luego un mayor flujo de oxígeno causa la disminución debido a que adquiere el carácter de gas enfriador, mientras que otros autores han

observado solamente un aumento de la temperatura [82], [83]. Sin embargo, las conclusiones a las que llegan es que el flujo de oxígeno no produce grandes variaciones en la temperatura de la partícula.

Ahora bien, la evaluación de este tipo de variables de manera experimental involucra la realización de ensayos de prueba de error, los cuales pueden llegar a ser demasiado costosos. Además, la solución experimental derivada de los ensayos no siempre es aplicable a otros procesos HVOF en el que otros parámetros pueden ser diferentes. Por esta razón es que la fluidodinámica computacional (CDF) se vuelve importante, ya que contribuye al entendimiento del sistema [85]–[87].

Las simulaciones computacionales de procesos HVOF se han centrado en el modelamiento de las pistolas JP5000 y DJ2700 en 2-D. La primera se utiliza para simular la combustión del queroseno y en menor medida la del propano y la segunda se utiliza para simular la combustión del propileno [70]–[72], [86], [88]–[90]. Dentro de los trabajos de simulación, los cuales entregan una gran cantidad de información se han estudiado algunas variables operacionales que afectan la presión de los gases. Ejemplo de esto son los trabajos [85], [91], los cuales simulan la combustión del propileno en una pistola DJ2700 y evalúan el efecto del flujo másico total encontrando que el aumento del flujo másico total produce un aumento de la presión al interior de la pistola, causando que a la salida el número de ondas de choque formadas incremente. Ahora bien, también hay un efecto sobre la temperatura y velocidad de los gases. En el primer caso la temperatura va a estar determinada por el sector de la pistola y por la disponibilidad de oxígeno, mientras que la velocidad siempre aumenta [85], [91].

Otra variable estudiada en las simulaciones es la razón combustible/oxígeno (F/O). Esta variable ha sido de interés en simulaciones de pistolas JP5000 y DJ2700. Algunos resultados entregados por (Shamim *et al.*) [91] en una pistola DJ2700 muestran que un aumento de la razón F/O hacia mezclas ricas en combustible produce un aumento de la presión en la cámara de combustión, sin embargo, antes de salir de la pistola la presión disminuye. En tanto, (Li *et al.*) [92] en una pistola JP5000 observa una tendencia similar

cuando evalúa razones F/O para mezclas ricas en combustible. Este comportamiento se debe al progresivo acercamiento hacia la razón estequiométrica, la cual asegura una mayor combustión. Esta variable también presenta efectos sobre la temperatura y velocidad de gases, ya que cuando las mezclas son ricas en combustible la temperatura de los gases aumenta debido al combustible en exceso que reacciona con el oxígeno presente en el dominio exterior. En tanto que para la velocidad de los gases se ha observado que el aumento de la razón F/O produce un aumento en la velocidad de los gases.

Otra variable que ha sido de interés en las simulaciones es el efecto del gas enfriador, el cual es típicamente aire y está destinado solamente para las pistolas del DJ2700. Se ha observado que un aumento del flujo de aire produce un aumento de la presión al interior de la cámara de combustión afectando también el comportamiento a la salida de la pistola. Como todas las variables esta también tiene algún efecto sobre la temperatura y velocidad de gases. Respecto a la temperatura, un aumento del flujo de aire reduce la temperatura tanto al interior como a la salida de la pistola, en tanto que la velocidad no sufre efectos importantes [91].

Todas estas variables operacionales mencionadas previamente, las cuales pueden ser evaluadas de manera experimental o mediante simulación han demostrado modificar el comportamiento en vuelo de las partículas, las que va a tener un impacto en las características de los recubrimientos como la dureza y porosidad. Respecto a esto es posible decir que este tipo de recubrimientos ha demostrado tener una buena resistencia al desgaste abrasivo, aunque se han observado diferentes mecanismos de desgaste, tales como deformación plástica, socavamiento de partículas de carburo y posterior desprendimiento, microcorte de la fase aglomerante, fractura de carburos y delaminación del recubrimiento [3], [93], [94]. Ahora bien, el tipo de mecanismos estará determinado tanto por las características de los recubrimientos como por las características del material abrasivo [2], [3], [44], [95], [96]. Dentro de las características que se han observado que aumentan la resistencia al desgaste abrasivo de los recubrimientos es el aumento de la dureza debido a (i) una retención de carburos o, también, (ii) debido a una

reducción del tamaño de las partículas de carburos asociado al efecto Hall-Petch y a (iii) una reducción del camino libre de la fase aglomerante, el cual es un parámetro que indica la presencia de una mayor fracción de partículas de carburo y al mismo tiempo que estas se encuentran uniformemente distribuidas [2], [6], [94], [95], [97]–[100], [7], [41], [44], [46], [63], [80], [81], [93]. Otra característica que afecta el desgaste abrasivo es la presencia de poros en los recubrimientos, ya que estos actúan como sitios preferenciales para la nucleación de grietas y al mismo tiempo afecta la dureza debido a que los poros son sectores que no aportan dureza dentro de la microestructura [84], [95].

CAPÍTULO 2. ANTECEDENTES BIBLIOGRÁFICOS

2.1. Variables Operacionales

A continuación, se presentará una revisión de la literatura asociada al efecto del flujo de combustible y del flujo de oxígeno. Estas variables han demostrado ser las más importantes en la modificación de la presión al interior de la cámara de combustión como también en la modificación de la temperatura y velocidad de las partículas, así como algunas características de los recubrimientos como la dureza y porosidad.

2.1.1. Efecto del Flujo de Combustible

En la literatura ha sido de interés la evaluación del flujo de combustible sobre las características en vuelo de las partículas como la velocidad y la temperatura. Sin embargo, también se ha estudiado el efecto y la influencia que tiene esta variable operacional sobre algunas características de los recubrimientos como la porosidad y la dureza.

En el trabajo de (Picas *et al.*) [74] emplean queroseno para analizar el efecto del flujo de combustible sobre la temperatura de las partículas. En base a sus resultados, los cuales son mostrados en la Figura 2.1(a) se puede observar que la velocidad de las partículas aumenta desde 741 hasta 779 (m/s), sin embargo, es posible observar que se mantiene relativamente constante en los dos últimos niveles de flujo de queroseno. En tanto, en el trabajo de (Tillmann *et al.*) [83] se observa una tendencia bastante parecida en la evolución de la velocidad de las partículas, aunque presenta un leve descenso al aumentar el flujo de queroseno sobre 14 (L/h) (Figura 2.1(b)). Por otra parte, (Guo *et al.*) [82] estudiaron el efecto del metano (CH_4) sobre la velocidad de las partículas y, de acuerdo con la Figura 2.1(c), se observa una tendencia similar respecto a la velocidad observada por los autores anteriores. Según sus datos, para un flujo constante de oxígeno de 500 (L/min) y un aumento del flujo de combustible desde 80 (L/min) hasta 150

(L/min) produce que la velocidad incremente desde 325 hasta 345 (m/s), lo que equivale a un aumento del 6.2%.

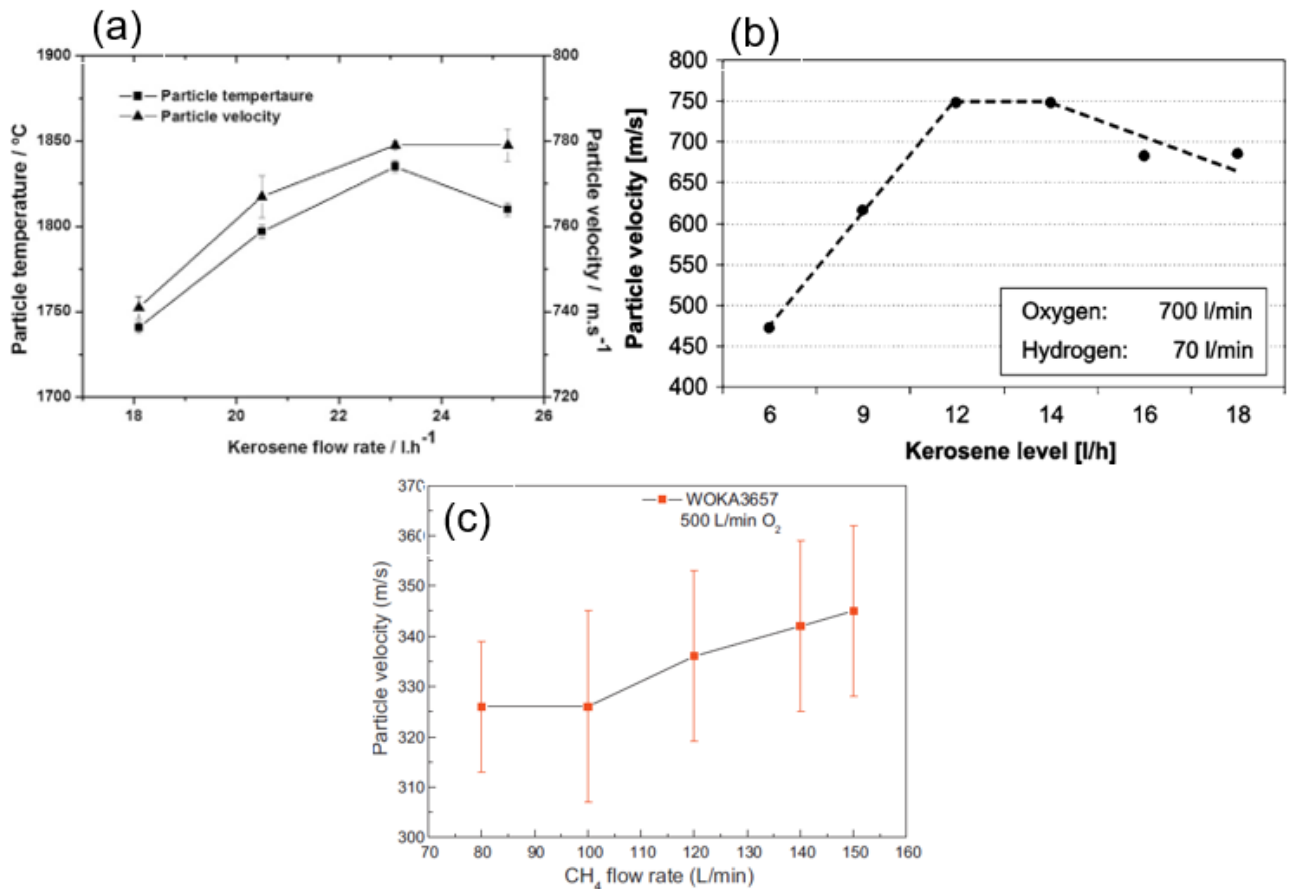


Figura 2.1. Efecto del flujo de combustible sobre la velocidad de las partículas: (a) datos obtenidos del trabajo de (Picas *et al.*); (b) datos obtenidos del trabajo de (Tillmann *et al.*); (c) datos obtenidos del trabajo de (Guo *et al.*).

Este comportamiento evidenciado por diferentes autores se debe a que el flujo de combustible es una de las variables que influye principalmente sobre la presión al interior de la cámara de combustión en la pistola, siendo esto último observado de manera empírica por (Wang *et al.*) [84] y cuyos resultados son presentados en la Figura 2.2. A partir de esos valores es posible observar que el aumento del flujo de combustible (queroseno) produce un incremento en la presión al interior de la cámara de combustión. Este aumento en la velocidad debido al incremento en la presión al interior de la cámara de combustión se debe a que la densidad de los gases es casi proporcional a la presión presente en la cámara de combustión (ley de gases ideales) y, como consecuencia, el cambio de velocidad de las partículas es proporcional a la densidad del gas [82], [101].

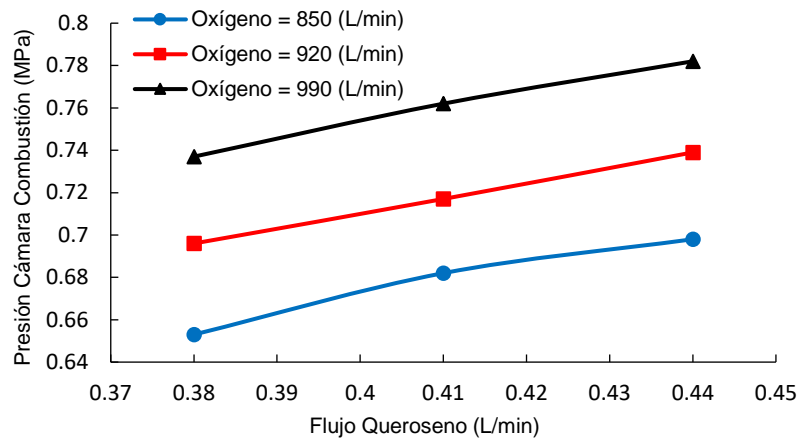


Figura 2.2. Efecto del flujo de combustible en la presión al interior de la cámara de combustión. Datos obtenidos a partir del trabajo de (Wang *et al.*).

Respecto a la temperatura de las partículas, el trabajo de (Picas *et al.*) [74] también analiza el efecto del flujo de combustible (queroseno), el cual es mostrado en la Figura 2.1(a). Ahí es posible observar que el aumento del flujo de combustible produce que la temperatura de las partículas aumente desde 1741 (°C) hasta 1835 (°C) para posteriormente experimentar una leve disminución hasta llegar a un valor de 1810 (°C). En tanto, el trabajo de (Tillmann *et al.*) [83] muestran resultados similares con algunas diferencias, las cuales se presentan en la Figura 2.3(a) donde es posible notar que entre 6 y 14 (L/h) no hay cambios significativos en los valores, ya que la temperatura de las partículas fluctúa alrededor de los 1600 (°C), lo que se debe principalmente a que toda la energía térmica está siendo usada para fundir la partícula, mientras que el posterior aumento del flujo de queroseno hacia mayores niveles (16 – 18 (L/h)) incrementa la energía térmica del proceso resultando en que una mayor cantidad de combustible reaccione al interior de la cámara de combustión y en otras zonas de la pistola, haciendo que la temperatura incremente.

Un caso muy diferente es el que presenta (Guo *et al.*) [82], ya que los autores esperan que el incremento del flujo de combustible (metano) produzca un aumento en la temperatura de la llama y, por consiguiente, eleve la temperatura de las partículas. Sin embargo, sus resultados no coinciden con tal hipótesis sugiriendo que probablemente el incremento de la temperatura de la llama no necesariamente resulta en el incremento de

la temperatura de las partículas. Estos resultados se presentan en la Figura 2.3(b). Esta tendencia no esperada por los autores es meramente explicada en base a los resultados de velocidad de las partículas obtenidos por ellos mismos (Figura 2.1(c)) donde concluyen que el aumento en la velocidad de las partículas producido por el incremento del flujo de combustible acorta el tiempo de vuelo de las partículas y como consecuencia reduce la transferencia de calor en el proceso entre las partículas y los gases de combustión. Sin embargo, a pesar de obtener estos resultados es posible establecer que sus resultados son similares a los obtenidos en otros trabajos, tales como los presentados en la Figura 2.1(a), que corresponden a resultados obtenidos por (Picas *et al.*) [74] que revelan que la temperatura alcanza un máximo a alrededor 23 (L/h) de queroseno.

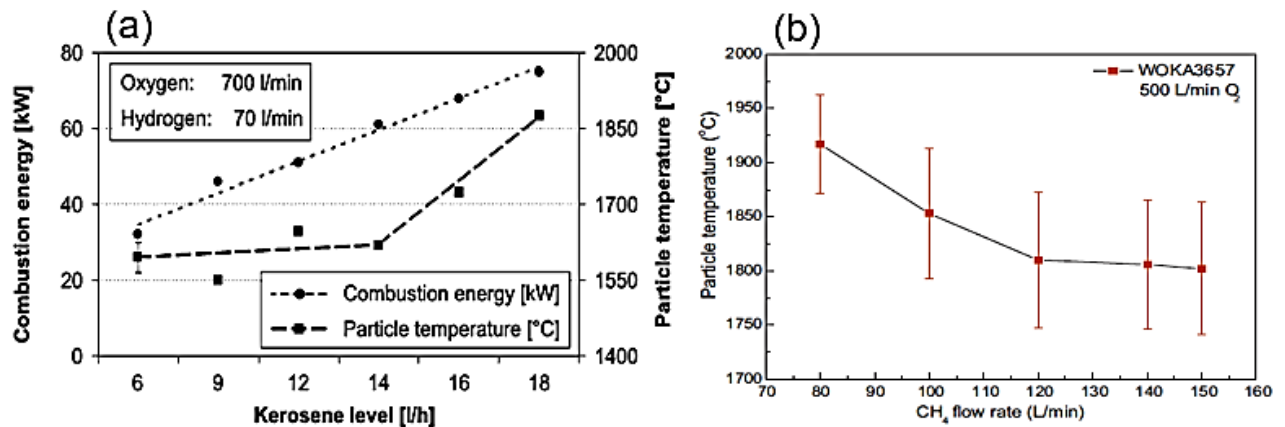


Figura 2.3. Efecto del flujo de combustible sobre la temperatura de las partículas: (a) datos obtenidos a partir del trabajo de (Tillmann *et al.*); (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Guo *et al.*).

Como se ha presentado ya, el flujo de combustible tiene la capacidad de modificar la temperatura y velocidad de las partículas como también la presión al interior de la cámara de combustión. Sin embargo, también se han hecho estudios que consisten principalmente en análisis estadísticos llevados a cabo utilizando la herramienta ANOVA (análisis de varianza) con el fin de evaluar el efecto directo del flujo de combustible sobre la dureza y porosidad de los recubrimientos sin considerar el efecto de la temperatura y velocidad de las partículas [49], [77]. Con relación a esto, [49], [77] encontraron que el flujo de combustible (ambos utilizaron queroseno) tiene una baja influencia en la disminución de la porosidad pero no así en el aumento de la dureza, siendo prácticamente la única variable que contribuye al incremento de la microdureza de los recubrimientos.

Este comportamiento se puede sustentar en los resultados obtenidos por (Picas et al.) [74], los cuales encontraron que el incremento de la temperatura de las partículas produce un aumento de la dureza de los recubrimientos, lo cual se observa en la Figura 2.4. Según algunos autores como [73], [74], [77], [84] esto se debe a que el aumento en la temperatura de las partículas incrementa el grado de descarburización de las partículas permitiendo la formación de la fase W_2C , la cual posee una dureza de aproximadamente 3000 HVN, siendo más dura que las partículas de carburo de tungsteno cuyas durezas fluctúan entre 1300 – 2400 HVN. También es sugerido que este incremento en la microdureza se puede deber a la difusión del tungsteno y del carbono dentro de la matriz aglomerante produciendo un endurecimiento por solución sólida.

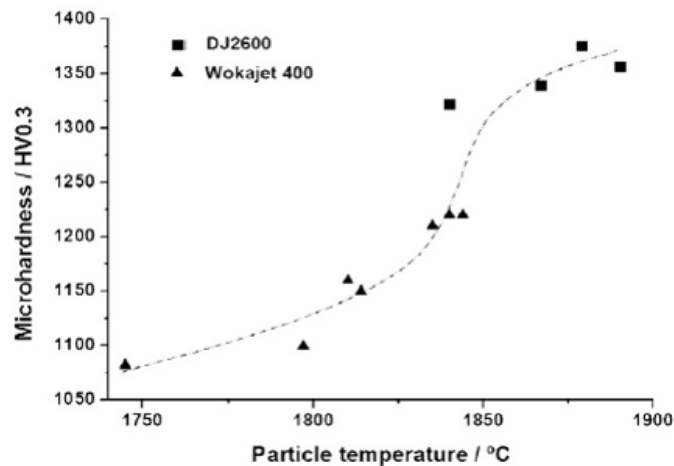


Figura 2.4. Efecto de la temperatura de partícula en la microdureza de los recubrimientos (datos obtenidos del trabajo de Picas *et al.*).

2.1.2. Efecto del Flujo de Oxígeno

Al igual que el flujo de combustible, el flujo de oxígeno ha demostrado tener efectos sobre la temperatura y velocidad de las partículas, presión en la cámara de combustión y sobre algunas características de los recubrimientos como la microdureza y porosidad de los recubrimientos.

A partir del trabajo de (Picas *et al.*) [74] se observa que el aumento del flujo de oxígeno en la combustión del hidrógeno produce que la temperatura de las partículas aumente. Esto se debe principalmente a que los flujos utilizados son tal que las razones de

combustión están por debajo de la razón estequiométrica, la cual es 0.5 y en teoría debería entregar la mayor temperatura (Figura 2.5(a)). En tanto que, para la combustión del queroseno el aumento del flujo de oxígeno produce un aumento en la temperatura de las partículas hasta un flujo de 850 (L/min), luego la temperatura comienza a disminuir a pesar de que la velocidad de las partículas continúa incrementando (Figura 2.5(b)). Además, se puede observar que la llama alcanza un valor máximo cuando el contenido de oxígeno es suficiente para producir la combustión completa del queroseno. Por lo tanto, para flujos de oxígeno mayores a 850 (L/min) hay un exceso de oxígeno que actúa como gas enfriador y como consecuencia promueve la disminución de la temperatura. En segundo lugar, la disminución de la temperatura de las partículas se puede deber al incremento del flujo total de gases que causa que la velocidad de las partículas incremente reduciendo el tiempo de residencia de las partículas dentro de la llama y como resultado la temperatura de las partículas disminuya.

Respecto al trabajo de (Guo *et al.*) [82] (Figura 2.5(d)) es posible observar que la temperatura de las partículas experimenta un incremento de 50 (°C), pero en base a los resultados y tomando en cuenta la desviación estándar de los valores, los autores establecieron que la temperatura de las partículas se mantienen relativamente constante. [83]. Por otra parte, (Tillmann *et al.*) [83] (ver Figura 2.5(c)) concluyeron que al aumentar el flujo de oxígeno resulta en un aumento de la temperatura de las partículas. Sin embargo, en ambos trabajos el incremento de la temperatura es mayor al presentado por (Picas *et al.*) [74], (ver Figura 2.5(a) y Figura 2.5(b)) ya que entre 709 y 850 (L/min) el aumento de la temperatura es de solo 14 (°C), por lo que se puede decir al respecto en base a lo comentado por los autores y a los resultados que el flujo de oxígeno no causa variaciones tan grandes en la temperatura de las partículas como si lo hace el flujo de combustible.

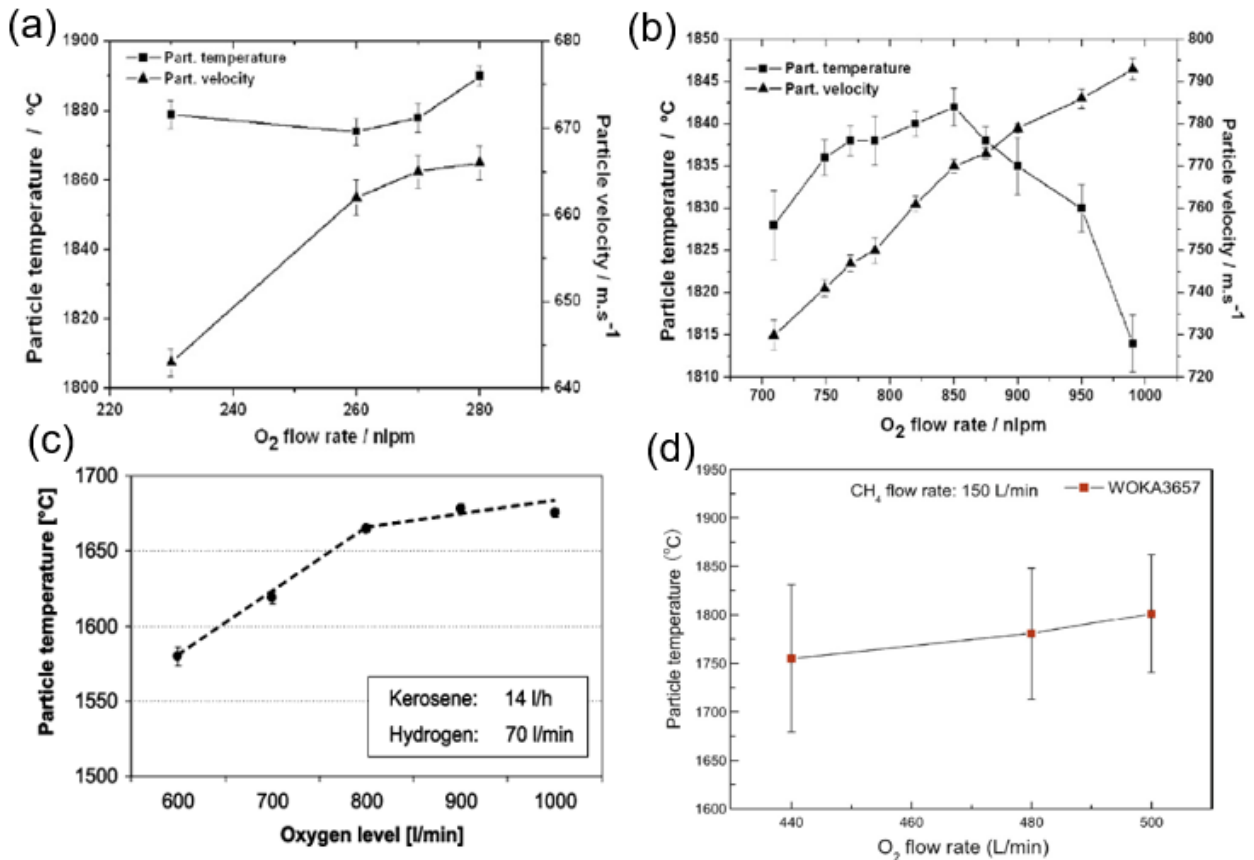


Figura 2.5. Efecto del flujo de oxígeno en la temperatura de las partículas: (a) y (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Picas *et al.*); (c) datos obtenidos a partir del trabajo de (Tillmann *et al.*); (d) datos obtenidos a partir del trabajo de (Guo *et al.*).

Respecto a la velocidad de las partículas, el flujo de oxígeno ha demostrado tener un impacto en la modificación de la velocidad de las partículas como también en la presión al interior de la cámara de combustión. En los trabajos de [74], [82] cuyos resultados se muestran en la Figura 2.5(a), Figura 2.5(b) y Figura 2.6 es posible observar que el incremento del flujo de oxígeno produce un aumento en la velocidad de las partículas. En el trabajo de (Guo *et al.*) [82] el aumento es leve, ya que la velocidad incrementa desde 335 hasta 345 (m/s), en tanto que en el trabajo de (Picas *et al.*) [74] para la combustión del queroseno la velocidad aumenta desde 730 hasta 793 (m/s) y para la combustión del hidrógeno desde 643 hasta 666 (m/s) (Figura 2.5(a) y Figura 2.5(b), respectivamente). Para explicar el aumento de la velocidad debido al aumento del flujo de oxígeno el trabajo de (Tillmann *et al.*) [83] explica este aumento de la velocidad debido al incremento en la presión de la cámara de combustión, cuyos resultados se complementan con lo obtenido

en el trabajo de (Wang *et al.*) [84] y que se presentan en la Figura 2.7. Como se puede observar en la Figura 2.7(a) el incremento del flujo de oxígeno causa un aumento en la presión de la cámara de combustión que como consecuencia aumenta la velocidad de las partículas.

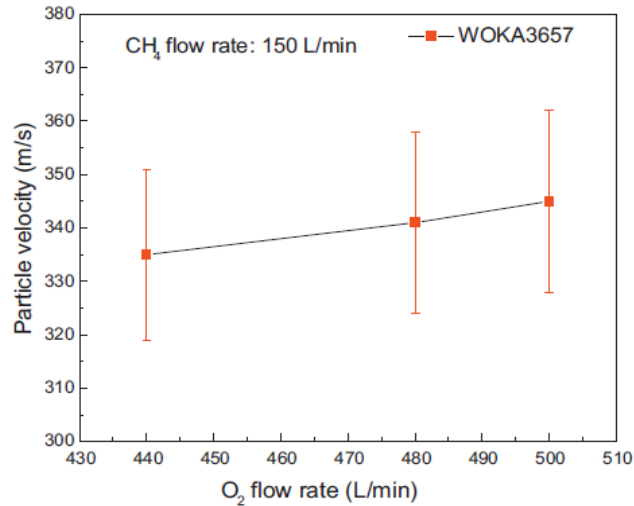


Figura 2.6. Efecto del flujo de oxígeno en la velocidad de las partículas (datos obtenidos a partir del trabajo de Guo *et al.*).

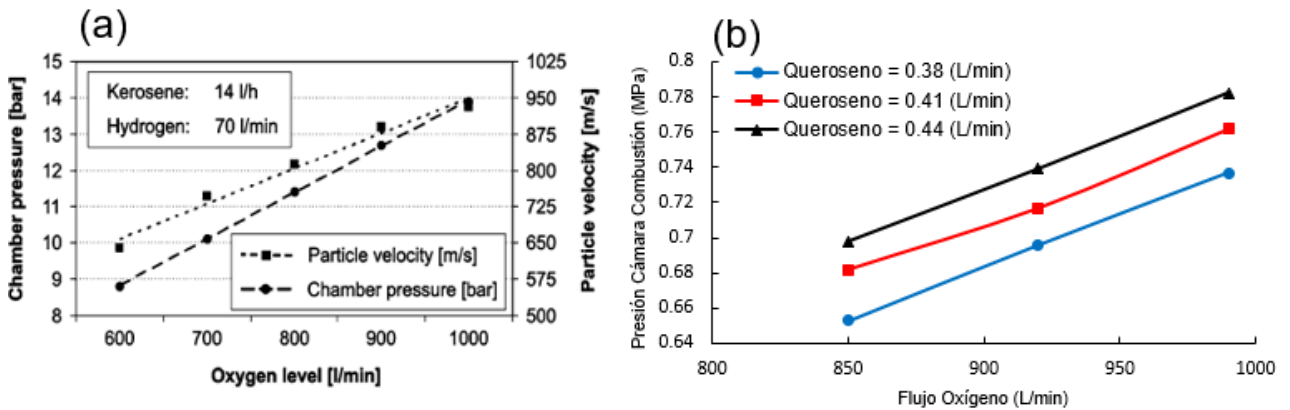


Figura 2.7. Efecto del flujo de oxígeno en la presión de la cámara de combustión: (a) datos obtenidos a partir del trabajo de (Tillmann *et al.*); (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Wang *et al.*).

2.2. Simulación Computacional de Procesos HVOF

Actualmente, la optimización de las variables de proceso que involucran la mayoría de los trabajos que se enfocan en el estudio de técnica de rociado térmico conllevan la realización de costosos ensayos de prueba y error. Por ejemplo, el método convencional de Taguchi, que corresponde a un conjunto de arreglos ortogonales que estipulan la

manera de conducir el mínimo número de experimentos que podrían realizarse para dar la completa información de todos los factores que afectan al rendimiento del recubrimiento. Este acercamiento es caro pero confiable para un proceso específico de rociado térmico de HVOF. Sin embargo, la falta de entendimiento fundamental de la dinámica de los gases y de las partículas, como también del proceso de deposición restringe significativamente la aplicabilidad debido a que experimentalmente la solución óptima derivada no es directamente aplicable a otros procesos de rociado térmico en el cual algunos parámetros importantes, tales como la configuración de la boquilla, polvos o tipo de combustible son diferentes. Es en este contexto que la fluidodinámica computacional (CFD) asociada a los gases y al comportamiento de las partículas en vuelo en sistemas de rociado térmico HVOF es de gran importancia, ya que contribuye al entendimiento científico del sistema, proporcionando una base para extrapolar y pudiendo sugerir aspectos donde pueda ser necesario una experimentación más profunda [85]–[87].

Dentro de la literatura las simulaciones computacionales se han centrado en el modelamiento de pistolas que utilizan combustible líquido, tal como la pistola del tipo JP5000 que es principalmente usada para la simulación de queroseno y de propano pudiendo ser estas simulaciones tanto en 2-D como en 3-D [70]–[72], [86], [88]–[90]. Por otra parte, está el tipo de pistolas DJ2700 que también han presentado un interés para la simulación, ya que en este tipo de pistolas el combustible que se utiliza es gaseoso, siendo el propileno el único combustible utilizado [85], [87], [91], [102]–[106]. Ahora bien, el hidrógeno es otro combustible gaseoso empleado para la combustión en el proceso HVOF, pero no ha sido sujeto de interés para la simulación computacional en pistolas del tipo DJ2700, siendo que están diseñadas para combustibles gaseosos. Sin embargo, el trabajo de (Emami *et al.*) [107] se enfoca en la combustión del hidrógeno, pero utilizando una pistola HVOF de dos fases, la cual es muy diferente en geometría a las que normalmente se emplean para la combustión de combustibles gaseosos. Sin embargo, el enfoque del trabajo es la evaluación de diferentes modelos de combustión y no en concreto el efecto sobre los gases y/o las partículas.

Entre las simulaciones computacionales de procesos HVOF hay algunas que han evaluado el efecto de variables operacionales sobre la presión alcanzada al interior de la cámara de combustión, tales como el flujo másico total, la razón combustible/oxígeno (F/O) y el flujo de aire. Específicamente, los trabajos de [85], [91] estudiaron el efecto del flujo másico total de gases y dentro de sus resultados destacan el efecto sobre la presión de los gases. A partir de sus resultados se ha observado que el aumento del flujo másico total produce un incremento en la presión al interior de la pistola. También observaron que para flujos másicos bajos la presión a la salida de la pistola es menor, lo que produce que los saltos de presión (amplitud) a la salida de la pistola sean muy grandes (ver Figura 2.8). Sin embargo, en estos casos la estabilización de la presión hasta llegar al valor de la presión atmosférica ocurre relativamente rápido. Por otra parte, el aumento en el flujo másico disminuye la amplitud de las ondas de choque formadas a la salida de la pistola, pero la cantidad de estas aumenta haciendo que el tiempo de estabilización de la presión aumente. Esto último queda más claro en la Figura 2.8(b), ya que la línea azul y la verde presentan dos y tres ondas de choque a la salida de la pistola respectivamente, mientras que para el mayor flujo másico total de gases correspondiente a la línea negra es posible observar cinco ondas de choque.

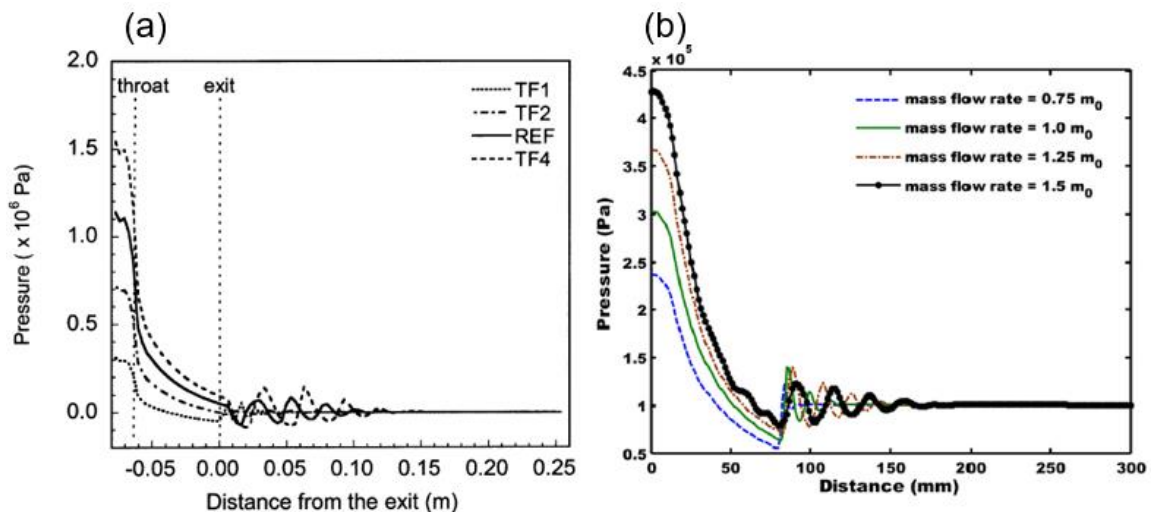


Figura 2.8. Efecto del flujo másico en la presión de los gases: (a) datos obtenidos a partir del trabajo de (Cheng *et al.*); (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Shamim *et al.*).

Ahora bien, a pesar de que el flujo másico tiene un papel importante en la modificación de la presión de los gases, no se debe desconocer su efecto sobre otras características de los gases como la temperatura y velocidad. En relación con la temperatura de los

gases se puede decir que la influencia del flujo másico va a estar determinada por el sector de la pistola debido a que la temperatura de los gases está influenciada por la combustión. Dentro de la pistola la temperatura es mayor cuando el flujo másico total aumenta debido a que la concentración de combustible es mayor, lo cual fue observado por (Shamim *et al.*) [91] entre la entrada y 50 mm al interior de la pistola (Figura 2.9 zona azul). Sin embargo, entre el barril y la zona donde se producen las ondas de choque hay un déficit de oxígeno, y dado que la combustión está determinada por la disponibilidad del oxígeno, resulta en una temperatura menor para altos flujos másicos, lo cual según (Shamim *et al.*) [91] ocurre entre 50 mm y 200 mm (Figura 2.9 zona roja). A distancias mucho más lejanas el oxígeno (Figura 2.9 zona verde) del ambiente penetra en la llama y reacciona con el combustible existente, resultando en mayores temperaturas a medida que el flujo másico aumenta [91]. Este mismo efecto fue observado por (Cheng *et al.*) [85] en los perfiles de temperatura de los gases obtenidos a partir de variaciones del flujo másico total para un 33%, 67% y 133% del caso base estudiado. Respecto a la velocidad de los gases, el incremento del flujo total másico produce que los perfiles de velocidad se desplacen hacia mayores valores, lo cual fue observado por [85], [91].

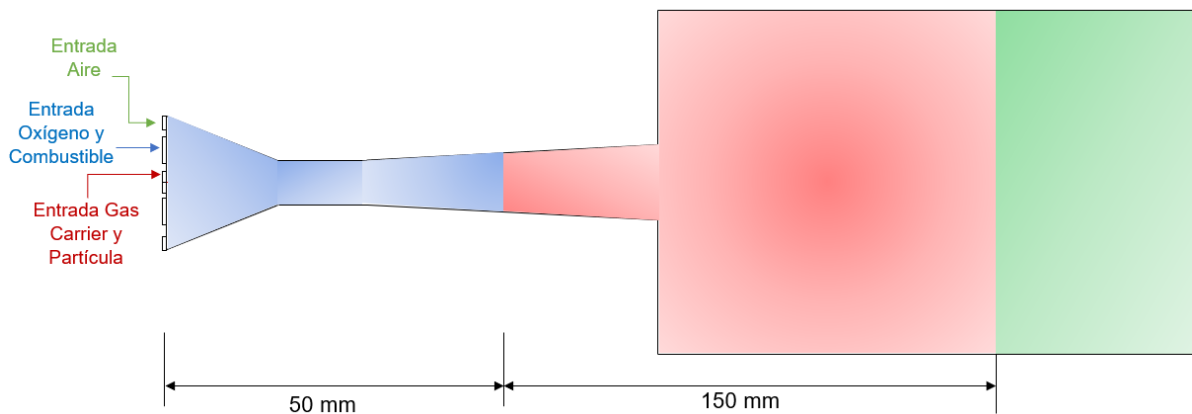


Figura 2.9. Representación esquemática de la pistola usada por (Shamim *et al.*) para indicar el cambio del comportamiento en la temperatura de los gases al variar el flujo másico total.

Otra variable operacional que se ha evaluado y ha demostrado tener efecto sobre la presión al interior de la pistola es la razón combustible/oxígeno. Esta variable ha sido analizada tanto en pistolas JP5000 (queroseno) como en pistolas DJ2700 (propileno). En base a los resultados del trabajo de (Shamim *et al.*) [91], presentados en la Figura 2.10(a), el aumento de la razón combustible/oxígeno (F/O) produce un aumento de la presión de

los gases y a medida que la razón sigue aumentando hasta mezclas ricas en combustible el aumento en la presión se va volviendo gradualmente menor. Aparte de este aumento en la presión se ha observado que existen diferencias en los perfiles de presión a través de la pistola y el dominio exterior, ya que a la salida de la pistola los valores de presión para las razones ricas en combustible caen a valores menores a razones pobres en combustible. Además, los cambios de presión son más abruptos a la salida de la pistola y las distancias para que la presión se estabilice son más largas para aquellas razones ricas en combustible.

Por otra parte, (Li *et al.*) [92] analizan el efecto de la razón oxígeno/combustible sobre la presión de los gases, cuyos resultados son mostrados en la Figura 2.10(b). Los investigadores observaron una tendencia similar a las investigaciones anteriores, ya que el aumento de la razón F/O produce un aumento en la presión máxima alcanzada al interior de la cámara de combustión.

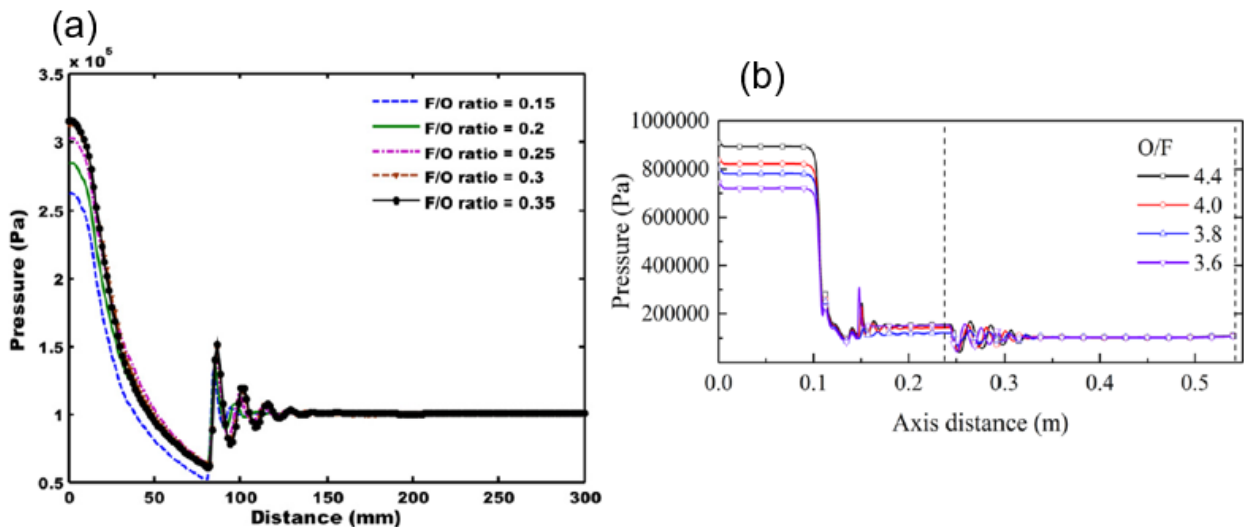


Figura 2.10. Efecto de la razón combustible/oxígeno y oxígeno/combustible en la presión de los gases de combustión: (a) datos obtenidos a partir del trabajo de (Shamim *et al.*); (b) datos obtenidos a partir del trabajo de (Li *et al.*).

Al igual que el efecto del flujo másico total, la razón combustible/oxígeno tiene efectos importantes sobre la temperatura y velocidad de los gases. En relación al trabajo de (Shamim *et al.*) [91] los resultados indican que un aumento de la razón combustible/oxígeno produce que el valor máximo de temperatura alcanzado al interior

de la pistola aumente, mientras que en la zona adyacente a la salida de la pistola la temperatura de los gases aumenta a medida que la razón aumenta siempre que dicho valor se mantenga bajo el valor estequiométrico, mientras que el posterior aumento de la razón hacia mezclas ricas en combustible produce que la temperatura disminuya en esa zona. Adicionalmente, para aquellas razones que son ricas en combustible existe una cantidad de combustible sin reaccionar, el cual se quema con el oxígeno del aire produciendo mayores temperaturas a la salida de la pistola. Un efecto similar fue observado por (Cheng *et al.*) [85] a la salida de la pistola cuando evaluó el efecto del flujo de propileno y se encuentra en una situación de mezclas ricas en combustible. En tanto, en el trabajo de (Li *et al.*) [92] el aumento de la razón oxígeno/combustible evaluado en una pistola JP5000 produjo que la temperatura de los gases incrementará al interior de la pistola, sin embargo, a la salida las razones ricas en combustibles presentaron un incremento en la temperatura debido al exceso que reacciona con el oxígeno del ambiente. En tanto que la velocidad de los gases experimenta un aumento si la razón combustible/oxígeno incrementa [91], [92].

Otra de las variables que ha demostrado tener efecto sobre la presión al interior de la cámara de combustión es el flujo de gas enfriador (aire) el cual está reservado exclusivamente para pistolas del tipo DJ2700. Este gas enfriador tiene como objetivo prevenir que la pared de la pistola esté en contacto con las altas temperaturas generadas durante la combustión [85]. Algunos resultados, como los obtenidos (Shamim *et al.*) [91] han mostrado que tiene un efecto similar al flujo total másico en la presión de los gases, ya que un incremento del flujo de gas enfriador incrementa el flujo total másico aumentando la presión de los gases. Sin embargo, es posible notar que el número de ondas de choque formadas a la salida de la pistola disminuye en comparación con el efecto del flujo másico total. Estos resultados son presentados en la Figura 2.11.

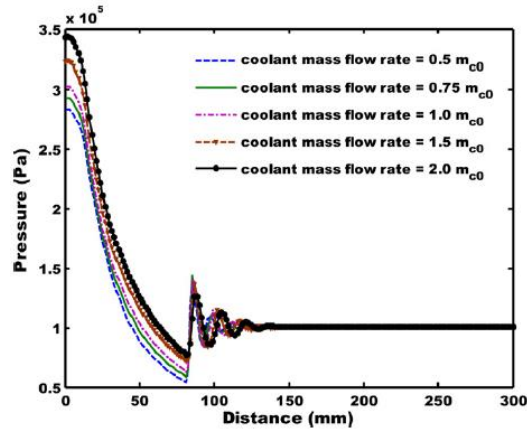


Figura 2.11. Efecto del flujo de gas enfriador (aire) en la presión de los gases (datos obtenidos a partir del trabajo de Shamim et al.).

Al igual que las demás variables previamente mencionadas el flujo de gas enfriador también tiene un efecto sobre la temperatura y velocidad de los gases, el cual debe ser mencionado. Con respecto a la temperatura de los gases un incremento en el flujo de gas enfriador disminuye la temperatura de los gases en la parte inicial de la pistola. En la sección divergente de la pistola la temperatura máxima que se alcanza disminuye a medida que el flujo de gas enfriador disminuye. Esto se debe al hecho que un menor flujo másico de gas enfriador tiene menor inercia térmica y por lo tanto pierde calor relativamente más rápido que los casos donde se hace uso de mayores flujos másicos de gas enfriador. Afuera de la pistola el gas enfriador tiene tiempo suficiente de penetrar en el centro y por lo tanto la temperatura desciende para flujos altos. En tanto que la velocidad de los gases no experimenta un diferencia tan importante, sin embargo, existe un aumento de la velocidad de los gases a medida que el flujo de gas enfriador disminuye en la zona cerca de la salida de la pistola [91].

2.2.1. Ecuaciones Gobernantes

En esta sección se presentan las expresiones que se utilizan para resolver las simulaciones correspondientes a los procesos HVOF. Típicamente debido a la baja cantidad de partículas, la fase gaseosa se desacopla de la fase correspondiente a las partículas, lo que se conoce como acoplamiento unidireccional. Esto quiere decir que las partículas no afectan al comportamiento de los gases. Por lo tanto, la solución obtenida desde la fase gaseosa es usada para resolver el modelo asociado a las partículas para

determinar su velocidad, temperatura y posición. Para resolver la fase gaseosa correspondiente a flujos compresibles de alta velocidad, se asume la formulación Euleriana, mientras que para las partículas se asume una formulación Lagrangiana [87], [88], [110], [89], [91], [92], [102], [105], [106], [108], [109].

2.2.1.1. Fase Gaseosa

Las ecuaciones utilizadas para la fase gaseosa son la de conservación de masa (Ecuación 1.1) y momentum (Ecuación 1.2). Estas expresiones se presentan a continuación:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (1.1)$$

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\tau_{ij})_{eff} + \frac{\partial}{\partial x_i} (-\overline{\rho u'_i u'_j}) \quad (1.2)$$

$$(\tau_{ij})_{eff} = \mu_{eff} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu_{eff} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad (1.3)$$

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (1.4)$$

Donde ρ es la densidad en (kg/m^3), t es el tiempo, u_i y u_j son la velocidad en la dirección i y j respectivamente en (m/s), x_i es la coordenada en la dirección i , x_j es la coordenada en la dirección j , p es la presión en (Pa), $(\tau_{ij})_{eff}$ es el tensor de esfuerzo deviatórico y $(-\overline{\rho u'_i u'_j})$ es el tensor de esfuerzos de Reynolds, μ_{eff} representa la viscosidad efectiva, que es la suma entre la viscosidad no turbulenta y turbulenta, la cual se muestra en la Ecuación 1.4. Además, δ_{ij} es el delta Kronecker el cual toma un valor de uno (1) cuando $i = j$ y cero (0) cuando $i \neq j$. Respecto a la Ecuación 1.3 se puede comentar que el primer término del lado derecho representa el esfuerzo de corte viscoso, mientras que el segundo término corresponde al esfuerzo viscoso volumétrico, ya que dicho término se activa cuando $i = j$, lo que significa que se trata de una componente normal.

El término $(-\overline{\rho u'_i u'_j})$ en la Ecuación 1.2 corresponde al tensor de esfuerzos de Reynolds. Este término está asociado a la turbulencia y al mismo tiempo es el que da origen al problema de cierre, el cual consiste en un sistema de cuatro ecuaciones que son tres de momentum (x, y, z) y la ecuación de continuidad. Ahora bien, dentro de estas cuatro ecuaciones el número de variables son diez (10), las que considera las tres velocidades (u_x, u_y y u_z), la presión (p) y seis variables más asociadas al término $\overline{u'_i u'_j}$. La resolución de este problema no se consigue añadiendo más ecuaciones sino más bien se debe buscar la manera de expresar dichos términos en variables conocidas. Y es a raíz de esto es que surge la hipótesis de Boussinesq, que propone que los esfuerzos de Reynolds son proporcionales a la tasa de deformación media y cuya expresión se presenta en la Ecuación 1.5.

$$\tau_{ij} = -\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k \delta_{ij} + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (1.5)$$

En la Ecuación 1.5, μ_t corresponde a la viscosidad de eddy o la viscosidad turbulenta. Además, el primer término de la derecha corresponde a los esfuerzos de corte viscosos, mientras que el segundo término asegura que la fórmula entregue un resultado correcto para los esfuerzos de Reynolds normales. Por lo tanto, en base a la hipótesis de Boussinesq el problema queda definido y solo se reduce a la determinación del valor de μ_t el cual se puede determinar en base a los modelos de turbulencia.

La expresión que entrega la conservación de la energía está dada por la Ecuación 1.6. En tanto, entre la Ecuación 1.7 y la Ecuación 1.9 son expresiones que se utilizan para calcular otros términos que son relevantes para la ecuación de energía.

$$\frac{\partial}{\partial t} (E\rho) + \frac{\partial}{\partial x_i} [u_i(\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_j} + u_i(\tau_{ij})_{eff} \right) + S_l \quad (1.6)$$

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{v^2}{2} \quad (1.7)$$

$$h = \sum_j Y_j h_j \quad (1.8)$$

$$h_j = \int_{T_{ref}}^T c_{p,j} dT \quad (1.9)$$

Donde E es la energía total en (J/kg), h es la entalpía sensible, $v^2/2$ la componente de energía cinética, Y_j la fracción másica, k_{eff} es la conductividad térmica efectiva, la cual cambia dependiendo del modelo de turbulencia que se utilice, T es la temperatura y S_i es la generación de energía desde fuentes al interior del volumen de control.

El transporte de especies permite predecir la fracción másica de la especie Y_i a través de la solución de ecuaciones de convección-difusión para la especie i -ésima. Este transporte se puede representar a través de la Ecuación 1.10.

$$\frac{\partial}{\partial t}(Y_i \rho) + \frac{\partial}{\partial x_i}(Y_i \rho u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i}(J_{i,k}) + R_i \quad (1.10)$$

Donde Y_i es la fracción másica de la especie i , $J_{i,k}$ es la difusión de la especie i en la dirección k y R_i es la tasa de producción de la especie i . Esta ecuación surge a partir del mismo principio utilizado para la deducción de la ecuación de conservación de masa, con la diferencia que se hace para la especie “ i ”.

2.2.1.2. Modelos de Turbulencia

La turbulencia causa la aparición en el flujo de remolinos con un amplio rango de largos y de escalas de tiempo que interactúan de una manera compleja. Dada la importancia de evitar o promover la turbulencia en las aplicaciones de ingeniería, no es sorprendente que los investigadores hayan hecho el esfuerzo de desarrollar métodos numéricos para capturar los efectos importantes causados por la turbulencia [111].

Existen tres categorías donde los métodos son agrupados, sin embargo, vale la pena enfocarse en el grupo donde se encuentran los modelos usados para la simulación de procesos HVOF. Esta categoría corresponde a los modelos de turbulencia para las ecuaciones de Navier-Stokes promediadas por Reynolds (o RANS por sus siglas en inglés). Estas ecuaciones centran su atención en el flujo medio y en el efecto de la turbulencia sobre las propiedades del flujo medio. Previo a la aplicación de los métodos numéricos, las ecuaciones de Navier-Stokes son promediadas. Como consecuencia, aparecen términos extras en las ecuaciones de flujo promediadas respecto al tiempo debido a la interacción entre varias fluctuaciones turbulentas (como, por ejemplo, el tensor de esfuerzos de Reynolds en la Ecuación 1.2). Estos términos extras son modelados con los modelos de turbulencia clásicos [111].

De manera de ser capaz de computar los flujos turbulentos con las ecuaciones RANS es necesario desarrollar modelos de turbulencia para predecir los esfuerzos de Reynolds y los términos de transporte escalar y así cerrar el sistema de las ecuaciones de flujo medio. Los modelos de turbulencia más comunes para las ecuaciones RANS son clasificados en base al número de ecuaciones de transporte adicionales. Cuando no hay ecuaciones de transporte extras, el modelo utilizado es el modelo de longitud de mezcla, mientras que si se hace uso de una ecuación extra de transporte se hace uso del modelo de Spalart-Allmaras. Por último, si se hace uso de dos ecuaciones de transporte extras existen dos modelos, los cuales son el $k-\omega$ y el $k-\epsilon$ [111]. Ahora bien, la diferencia radica en la zona donde se quiera estudiar la turbulencia, ya que el modelo $k-\omega$ es adecuado cuando se estudia el comportamiento sólo cerca de la pared (bordes), mientras que el modelo $k-\epsilon$ se centra en el comportamiento del flujo alejado de las paredes [112]. Y, dado que las simulaciones de los procesos HVOF no se centran en el comportamiento del flujo cerca de las paredes el modelo $k-\epsilon$ es el más ampliamente usado [111].

El modelo $k-\epsilon$ ha sido utilizado en la simulación de procesos HVOF debido a que en el proceso se alcanzan altos números de Reynolds y de Mach por parte de la llama, por lo que tanto el modelo RNG $k-\epsilon$ como el Realizable $k-\epsilon$ son ampliamente usados para estimar la viscosidad turbulenta [113]. Este tipo de modelos emplea dos ecuaciones

extras de transporte con la finalidad de definir el valor de la viscosidad turbulenta, la cual es función de la energía cinética turbulenta (κ) y la energía de disipación (ϵ). En base a esto la viscosidad turbulenta (μ_t) queda definida por la Ecuación 1.11:

$$\mu_t = C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (1.11)$$

Donde C_μ es un parámetro que puede ser constante o variable dependiendo del modelo que se utilice.

Dentro de la literatura, las simulaciones asociadas a la pistola DJ2700, que utiliza combustible gaseoso (propileno) se hace uso del modelo RNG k- ϵ , en tanto que para la simulación de pistolas JP5000, que emplea combustible líquido (queroseno) se utiliza el modelo "Realizable k- ϵ ". El Modelo RNG k- ϵ está gobernado por la Ecuación 1.12 y la Ecuación 1.13.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - \rho \epsilon - Y_M \quad (1.12)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \epsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_\epsilon \mu_{eff} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} G_k - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} - R_\epsilon \quad (1.13)$$

A partir de la Ecuación 1.12 y la Ecuación 1.13 se puede decir al respecto que el color azul representa la tasa de cambio de k o ϵ , el color rojo el transporte de k o ϵ por convección, el color verde al transporte de k o ϵ por difusión, el celeste a la producción de k o ϵ y el amarillo representa la destrucción de k o ϵ .

Además, se puede mencionar que α_k y α_ϵ corresponden a los números de Prandtl inversos para k y ϵ respectivamente, Y_M es un término que involucra el efecto de la compresibilidad sobre la turbulencia y R_ϵ es un término que se adiciona para mejorar la precisión del modelo, $C_{1\epsilon}$ y $C_{2\epsilon}$ son constantes que toman el valor de 1.48 y 1.62 respectivamente. Además, cuando se hace uso de este modelo el valor de C_μ es constante y toma el valor de 0.0845 y el valor de la conductividad térmica efectiva que se

emplea en la ecuación de energía correspondiente a la Ecuación 1.6 toma la siguiente forma:

$$k_{eff} = \alpha C_p \mu_{eff} \quad (1.14)$$

Donde α es el coeficiente de dilatación térmica y C_p la capacidad calorífica. Por otra parte, el modelo Realizable k- ϵ se puede representar por la Ecuación 1.15 y la Ecuación 1.16.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \epsilon - Y_M \quad (1.15)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \epsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S \epsilon - \rho C_2 \frac{\epsilon^2}{k + \sqrt{\nu \epsilon}} \quad (1.16)$$

A igual que en el modelo RNG k- ϵ el color azul representa la tasa de cambio de k o ϵ , el color rojo el transporte de k o ϵ por convección, el color verde al transporte de k o ϵ por difusión, el celeste a la producción de k o ϵ y el amarillo representa la destrucción de k o ϵ . En este modelo la ecuación asociada a la energía cinética turbulenta es la misma que se utiliza para el modelo RNG k- ϵ . Sin embargo, la ecuación asociada a la disipación de energía turbulenta se ve modificada. En las ecuaciones σ_k y σ_ϵ son los números de Prandtl turbulento para k y ϵ respectivamente que tienen un valor de 1 y 1.2. En tanto C_1 y C_2 son constantes que tienen un valor de 1.44 y 1.9 respectivamente y S es el módulo del tensor de velocidad de deformación media dado por la Ecuación 1.17.

$$S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (1.17)$$

A diferencia del modelo RNG k- ϵ el valor de C_μ es variable y se calcula a partir de Ecuación 1.18.

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_S \frac{kU^*}{\epsilon}} \quad (1.18)$$

En tanto que los términos de producción de energía cinética (G_k) y del efecto producido por la compresibilidad en la turbulencia (Y_M) presentado en ambos modelos se calculan utilizando la Ecuación 1.19 y la Ecuación 1.20.

$$G_k = \mu_t S^2 \quad (1.19)$$

$$Y_M = 2\rho\epsilon M_t^2 \quad (1.20)$$

$$M_t(\text{número Mach turbulento}) = \sqrt{\frac{k}{\gamma RT}} \quad (1.21)$$

2.2.1.3. Modelo de Combustión

Los trabajos que involucran la simulación de HVOF hacen uso de un modelo de combustión llamado “modelo de disipación de remolinos” (EDM) [87], [90]–[92], [105]. El EDM fue introducido por Magnussen y Hjertager [114]. Este modelo asume que el combustible y el oxígeno son llevados por remolinos separados en llamas de difusión. Además, las reacciones químicas son rápidas de tal manera que el combustible y el oxígeno reaccionarán tan pronto como se mezclen a una escala molecular. Asumiendo este rápido límite químico en EDM, la tasa a la cual la reacción ocurre es entonces dependiente de la tasa a la cual los remolinos turbulentos que llevan el combustible y el oxígeno se juntan. En otras palabras, la tasa de reacción media está controlada por el tiempo de mezcla turbulenta. Consecuentemente, el mezclado a nivel molecular es dependiente de la tasa a la cual el remolino se disipa [115]. Además, este modelo trabaja en base a la suposición que las velocidades de reacción están controladas por la turbulencia, por lo que se puede evitar los costosos cálculos cinéticos asociados a las ecuaciones de Arrhenius de las reacciones químicas. Este modelo es computacionalmente económico, pero, para resultados realistas solo deberían usarse mecanismos que involucren una o dos reacciones químicas [87], [89], [90], [105]. La velocidad de producción neta de la especie “i” va a estar dada por el mínimo valor en la Ecuación 1.21. En tanto la Ecuación 1.22 presenta el significado de uno de los valores utilizados en la Ecuación 1.21.

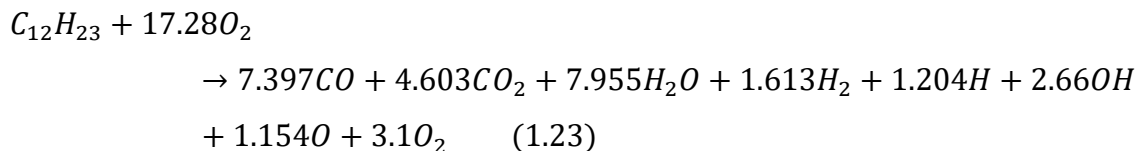
$$R_i = -\rho A \left(\frac{\varepsilon}{k} \right) \min \left[m_F, \frac{m_O}{s_O}, B \frac{m_P}{1 + s_O} \right] \quad (1.21)$$

$$s_O = n_O M_O / n_F M_F \quad (1.22)$$

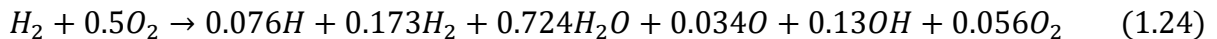
Donde m_F , m_O y m_P son la fracción másica de combustible, oxígeno y productos, A y B son constantes que tienen un valor de 4 y 0.5 respectivamente. Los valores de n y M representan el número de moles y la masa molar, y los subíndices O y F son para el oxidante y combustible [107].

Ahora bien, durante el uso de este modelo y como se dijo previamente se recomienda el uso de una o dos reacciones que permitan describir la combustión. En la literatura se describen reacciones de un solo paso que simplifican la combustión de combustibles como el queroseno, hidrógeno y propileno, las cuales conllevan una serie de reacciones reversibles e irreversibles que de incorporarlas podrían complejizar en demasía la simulación. Dentro de la literatura [86], [89], [92] describen una reacción global para la combustión del queroseno, (Emami *et al.*) [107] para el hidrógeno y [87], [102] para la combustión del propileno. A continuación, se presentan las reacciones químicas:

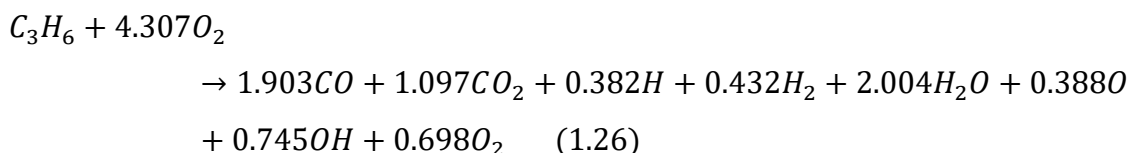
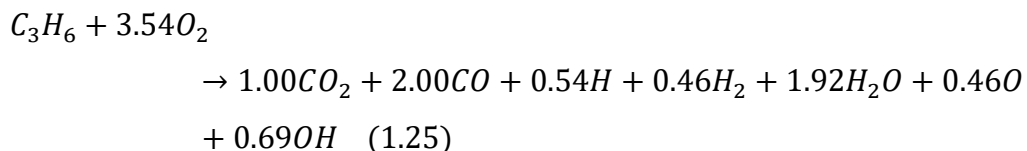
Queroseno:



Hidrógeno:



Propileno:



2.2.1.4. Fase Discreta (DPM)

Partícula Inerte:

Como se mencionó al comienzo de esta sección, típicamente en la simulación de procesos HVOF existe un desacople entre la fase gaseosa y las partículas, es decir, que primero se resuelve la fase gaseosa y luego a partir de los resultados de la fase gaseosa se resuelven las expresiones asociadas a las partículas y que entregan el comportamiento en vuelo. Esto se debe a que la carga de partículas, que se refiere a la razón entre el flujo másico de partículas y el flujo másico de gases es menor a 4% [87], [92], [106], [108], [109], [116].

Está bien reportado que cuando se hace uso de partículas estas se simulan como partículas inertes. Cuando se trata con este tipo de partículas la ecuación que describe la ecuación de movimiento surge a partir de la ley de Newton. Cuando se hace uso de esta ecuación se considera que la fuerza de arrastre es la fuerza dominante en tanto que el efecto de las demás fuerzas que puedan estar actuando son despreciables [87], [89], [91], [92], [105]–[108], [116]. La ecuación de movimiento corresponde a la Ecuación 1.27.

$$m_p \frac{d\vec{u}_p}{dt} = \frac{1}{2} C_D \rho_g A_p |\vec{u}_p - \vec{u}_g| (\vec{u}_g - \vec{u}_p) \quad (1.27)$$

Donde m_p , u_p , C_D , A_p son la masa de la partícula, velocidad de la partícula, coeficiente de arrastre y área proyectada de la partícula. ρ_g y u_g son la densidad del gas y la velocidad del gas respectivamente. C_D es el coeficiente de arrastre, el cual es función del número de Reynolds (Re) relativo. La expresión del coeficiente de arrastre se presenta en la Ecuación 1.28, mientras que la Ecuación 1.29 es utilizada para el cálculo del número de Reynolds.

$$C_d = \begin{cases} \frac{24(1 + 0.15Re^{0.687})}{Re}, & Re \leq 10^3 \\ 0.44, & Re > 10^3 \end{cases} \quad (1.28)$$

$$Re = \frac{\rho_g d_p |u_g - u_p|}{\mu_g} \quad (1.29)$$

Respecto al coeficiente de arrastre este asume que la partícula se mantiene esférica. En tanto que para la expresión del número de Reynolds (Re) d_p y μ_g son el diámetro de partícula y la viscosidad del gas respectivamente.

Respecto a la transferencia de calor se puede decir al respecto que el número de Biot de la partícula durante el proceso de rociado por HVOF es usualmente menor que 0.1, por lo tanto, se asume que la resistencia y el gradiente de temperatura dentro de la partícula son cero. Esto que se menciona se puede comprobar en base lo planteado por (Li *et al.*) [87]:

$$Bi = \frac{Nu \lambda_g}{6 \lambda_p} \quad (1.30)$$

Para el carburo de tungsteno $\lambda_p = 10^{1-2}$ W/(m K), $Nu = 10^{0-1}$, $\lambda_g = 0.01 - 0.1$ W/(m K). Si se tomara $\lambda_p = 10^1$ W/(m K), $Nu = 10^1$ y $\lambda_g = 0.1$ W/(m K) el valor del número de Biot es 0.0166, lo cual es mucho menor a 0.1. En base a esto e ignorando la transferencia de calor por radiación, la Ecuación 1.27 representa la expresión de balance de calor para una partícula.

$$m_p C_p \frac{dT_p}{dt} = h A_p (T_g - T_p) \quad (1.31)$$

Donde m_p , C_p , T_p y A_p son la masa de la partícula, la capacidad calorífica específica de la partícula, la temperatura de la partícula y el área proyectada de la partícula respectivamente. T_g la temperatura de los gases y h es el coeficiente de transferencia de calor convectivo de la fase gaseosa. Este valor se obtiene utilizando la Ecuación 1.32 y la Ecuación 1.33.

$$h = \frac{Nu\lambda_g}{d_p} \quad (1.32)$$

$$Nu = 2.0 + 0.6Pr^{\frac{1}{3}} - Re^{\frac{1}{2}} \quad (1.33)$$

Donde Nu es el número de Nusselt, Pr es el número de Prandtl y λ_g es la conductividad térmica del gas.

Gota (Líquida):

Este caso corresponde cuando se hace la simulación de la combustión del queroseno, ya que dicho combustible entra en estado líquido, el cual posteriormente se evapora para alcanzar el estado gaseoso y reaccionar con el oxígeno [71], [72].

Cuando se hace uso de las gotas líquidas se hace uso también de la expresión que calcula la trayectoria de las partículas y también de la ecuación de transferencia de calor asociada a la convección (ambas presentadas en la sección anterior). Sin embargo, se introducen una serie de expresiones adicionales que dan una completa modelación.

De manera adicional se introduce la “Ley 2”. Esta ley es aplicable cuando la temperatura de la gota es igual o superior a la temperatura de vaporización y estrictamente menor a la temperatura de ebullición de la especie. La temperatura de vaporización no tiene significado físico ya que es un parámetro que solo se utiliza para establecer un criterio para cuando se termina de aplicar la “Ley 1” (ecuación de transferencia de calor por convección) y se comienza a aplicar la “Ley 2”.

Cuando la tasa de vaporización es lenta, se asume que está gobernada por el gradiente de difusión representado por la Ecuación 1.34.

$$N_i = k_c(C_{i,s} - C_{i,\infty}) \quad (1.34)$$

Donde N_i es el flujo molar de vapor el cual el programa ANSYS siempre lo considera positivo, k_c es el coeficiente de transferencia de masa, $C_{i,s}$ es la concentración de vapor en la superficie de la gota y $C_{i,\infty}$ es la concentración de vapor en el volumen. Respecto a la concentración de vapor en la superficie de la gota esta se evalúa asumiendo que la presión parcial de vapor en la interfase es igual a la presión saturada de vapor (p_{sat}) a la temperatura T_p . Las expresiones utilizadas para calcular las concentraciones son la Ecuación 1.35 y la Ecuación 1.36.

$$C_{i,s} = \frac{p_{sat}(T_p)}{RT_p} \quad (1.35)$$

$$C_{i,\infty} = X_i \frac{p}{RT_\infty} \quad (1.36)$$

Donde X_i es la fracción molar de la especie i , p es la presión absoluta local y T_∞ es la temperatura local del volumen. En tanto que el coeficiente de transferencia de masa es calculado a partir del número de Sherwood (Sh), cuya expresión se muestra en la Ecuación 1.37.

$$Sh = \frac{k_c d_p}{D_{i,m}} = 2.0 + 0.6Re^{\frac{1}{2}}Sc^{\frac{1}{3}} \quad (1.37)$$

Donde $D_{i,m}$ es el coeficiente de difusión del vapor en el volumen y Sc es el número de Schmidt el cual se calcula a partir de la Ecuación 1.38.

$$Sc = \frac{\mu_g}{\rho_g D_{i,m}} \quad (1.38)$$

En tanto, mediante la Ecuación 1.39 la masa de la partícula se reduce.

$$m_p(t + \Delta t) = m_p(t) - N_i A_p M_{w,i} \Delta t \quad (1.39)$$

La Ecuación 1.40 representa la ecuación de transferencia de calor que se utiliza para este caso.

$$m_p C_p \frac{dT_p}{dt} = h A_p (T_g - T_p) - \frac{dm_p}{dt} h_{fg} \quad (1.40)$$

Donde C_p es la capacidad calorífica de la gota, T_p la temperatura de la gota, h el coeficiente de transferencia de calor convectivo, T_g la temperatura de los gases, $\frac{dm_p}{dt}$ es la tasa de evaporación y h_{fg} es el calor latente.

Por último, cuando la temperatura de la gota alcanza la temperatura de ebullición la “Ley 2” deja de actuar y se activa la “Ley 3”, la cual se aplica para predecir la ebullición convectiva de una gota de fase discreta cuando se ha alcanzado la temperatura de ebullición (T_{bp}). La Ecuación 1.41 se utiliza para el cálculo de la velocidad de ebullición:

$$\frac{d(d_p)}{dt} = \frac{4k_g}{\rho_p C_p d_p} (1 + 0.23\sqrt{Re_d}) \ln \left[1 + \frac{C_p (T_g - T_p)}{h_{fg}} \right] \quad (1.41)$$

2.3. Abrasión en Recubrimientos del Tipo Carburo de Tungsteno

En esta sección se realiza una breve descripción de que es el desgaste abrasivo en general y en que consiste. Además, se presenta una revisión de la literatura del desgaste abrasivo en recubrimientos del tipo carburo de tungsteno.

2.3.1. Desgaste Abrasivo

El desgaste abrasivo corresponde a la remoción de material desde una superficie provocada por materiales duros o protuberancias que se mueven a lo largo de dicha superficie bajo la influencia de una carga [35], [36], [117]–[120]. La clasificación más común del desgaste abrasivo es en abrasión de dos cuerpos y abrasión de tres cuerpos. El desgaste abrasivo de dos cuerpos es causado por partículas abrasivas o asperezas que se encuentran rígidamente unidas (o embebidas) en uno de los cuerpos, mientras

que la abrasión de tres cuerpos se refiere al desgaste causado por partículas libres o sueltas que existen entre ambos cuerpos [35], [118]. Dado que en el desgaste abrasivo por tres cuerpos las partículas solo emplean una parte de su tiempo en cortar el material se considera que la abrasión por dos cuerpos produce desgastes tres veces mayores que la abrasión por tres cuerpos [35]. En la Figura 2.12 se presenta un esquema que muestra el desgaste abrasivo por dos cuerpos y por tres cuerpos.

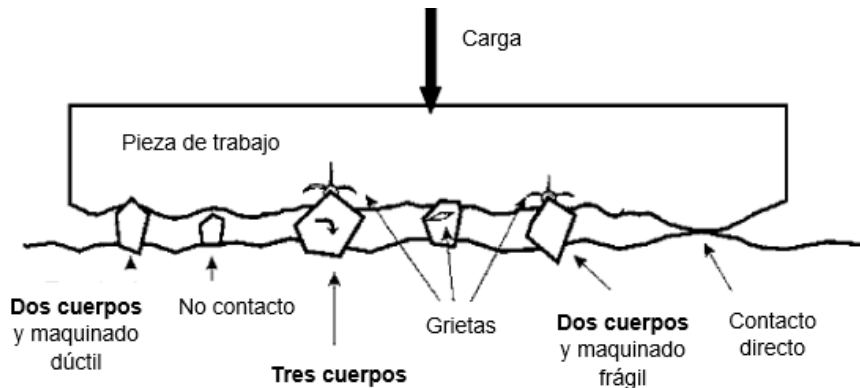


Figura 2.12. Representación esquemática del desgaste abrasivo de dos cuerpos y tres cuerpos [118].

Los mecanismos más comunes de desgaste abrasivo son arado, corte, fragmentación y fatiga. El arado es el mecanismo por el cual, durante la formación de surcos, el material no es directamente removido, sino que, desplazado hacia los lados resultando en crestas adyacentes a los surcos que posteriormente pueden ser removidos por el paso de partículas abrasivas [35]. El corte ocurre cuando una partícula afilada o una aspereza dura corta la superficie blanda de la superficie removiendo el material como fragmentos [117]. La fragmentación se da en materiales frágiles debido a que luego de la indentación es seguido por una propagación de grietas que se interconectan para la remoción de material [35], [117]. Por último, la fatiga se produce en materiales dúctiles que son sometidos a abrasión por partículas poco afiladas (romas), las cuales tienen poca posibilidad de generar cortes en la superficie, por lo que la remoción de material es provocada por la deformación repetida de las partículas sobre la superficie [117].

2.3.2. Desgaste Abrasivo en Recubrimientos del Tipo Carburo de Tungsteno

Dentro de la literatura se han propuesto diferentes mecanismos de remoción de material que afectan a los recubrimientos basados en carburo de tungsteno, los cuales son (i) extrusión de la fase aglomerante y remoción por deformación plástica y fatiga, (ii) socavamiento de las partículas de carburo y posterior desprendimiento, (iii) micro-corte, (iv) fractura de partículas de carburo y (v) delaminación del recubrimiento [3], [93], [121]. Sin embargo, el mecanismo de desgaste abrasivo de los recubrimientos va a estar determinado por las características de los recubrimientos, como el tamaño y distribución de los carburos, propiedades de la matriz, nivel de esfuerzos residuales, porosidad y dureza, pero también va a estar determinado por las características de las partículas abrasivas como el tamaño y el tipo [2], [3], [44], [95], [96].

Dentro de las características de los recubrimientos se ha observado que un aumento en la dureza trae como consecuencia un incremento en la resistencia al desgaste abrasivo debido a que existe una mayor retención de las partículas de carburo de tungsteno en el recubrimiento como también se puede deber a una reducción del tamaño de los carburos en el material inicial [2], [6], [97], [98], [7], [42], [44], [63], [79], [81], [93], [96]. Con relación a lo anterior, la dureza de los recubrimientos puede ser modificada mediante cambios en las características de los recubrimientos. Por ejemplo, (Maiti *et al.*) [2] observaron un aumento en la dureza gracias a un tratamiento de rectificado de la superficie a diferentes niveles que permite aumentar el nivel de esfuerzos residuales de compresión en el recubrimiento haciendo que la dureza aumente y permitiendo que la resistencia al desgaste, como consecuencia también lo haga. Sin embargo, otra de las alternativas que se han propuesto para mejorar la dureza de los recubrimientos es mediante la modificación del tamaño de las partículas de carburo. Dentro de los trabajos que se han dedicado a esto se han realizado comparaciones de la resistencia a la abrasión de recubrimientos fabricados mediante polvos que tienen partículas de carburo de tamaño micrométrico y otros con tamaño nanométrico obteniendo como resultados que los recubrimientos fabricados con polvos que tienen partículas de carburo nanométricos presentan mayor dureza. Este aumento en la dureza de los recubrimientos que tienen partículas de carburo nanométricas se asocia a la relación empírica de Hall-Petch y a una

disminución del camino libre medio de la fase aglomerante, lo que provoca un incremento en la resistencia al desgaste [79], [94], [98], [100], [121]. Por otra parte, los trabajos de [98]–[100], [121] vinculan este aumento de la dureza con una excesiva disolución de las partículas de carburo durante el rociado debido a una mayor razón área superficial/volumen de los carburos en los polvos iniciales resultando en la formación de W_2C , tungsteno metálico y una amorfización de la fase aglomerante, las cuales fragilizan el recubrimiento y tienen la capacidad de disminuir la resistencia al desgaste abrasivo.

Un parámetro microestructural que afecta a la dureza es el camino libre medio de la fase aglomerante, el cual es función del tamaño y de la fracción volumétrica de los carburos y ha sido propuesto como un parámetro importante que afecta la resistencia a la abrasión de los recubrimientos. En algunos trabajos se ha observado que una reducción del camino libre medio mejora la resistencia al desgaste abrasivo de los recubrimientos producto de una mayor fracción volumétrica de partículas carburo de tungsteno presentes en el recubrimiento junto con una distribución homogénea de los mismos [4], [6], [84]. (Kumari *et al.*) [6] observaron que uno de los recubrimientos presentó una amplia dispersión de los valores asociados a la resistencia a la abrasión, lo que se debe a variaciones en la microestructura del recubrimiento debido a una distribución no homogénea de los carburos, una alta descarburización y a regiones del recubrimiento que no tenían carburos, las cuales poseen menor resistencia al desgaste abrasivo además de incrementar el valor del camino libre medio. Por otra parte, los recubrimientos con mejor resistencia al desgaste abrasivo presentaron una gran cantidad de partículas de carburo homogéneamente distribuidos, un tamaño relativamente pequeño y bajo nivel de descarburización. Por lo tanto, un valor de camino libre medio menor asegura que las partículas abrasivas no ataquen por separado a las partículas de carburo y a la fase aglomerante, lo que permite disminuir el desgaste en los recubrimientos y aumentar la dureza [4], [6], [84], [99].

Una característica adicional, la cual algunos autores la han vinculado con la dureza es el grado de descarburización de los recubrimientos. Para evaluar este efecto, (Wang *et al.*) [93] fabricaron recubrimientos del tipo WC-10Co-4Cr con diferentes grados de

descarburización, encontrando que en cada caso existen diferentes mecanismos de desgaste. Para aquellos recubrimientos que presentaron aproximadamente baja o nula descarburización se observó una mayor cantidad de partículas de carburo de tungsteno retenidas, además de una amplia distribución de estas sobre la superficie del recubrimiento, lo que permite obstaculizar la penetración del abrasivo. Además, la alta tenacidad del recubrimiento permite que la fase aglomerante absorba parte de la energía generada por el ataque de las partículas abrasivas mediante algún grado de deformación plástica [41], [93]. En base a esto, los mecanismos de desgaste que han sido vistos por diversos autores son extrusión de la fase aglomerante y su remoción por deformación plástica y fatiga, fractura de partículas de carburo de tungsteno y socavamiento de las partículas con posterior desprendimiento de estas [2], [3], [121], [4], [6], [8], [41], [84], [93], [94], [99]. Por otra parte, el recubrimiento con mayor grado de descarburización al poseer menor cantidad de partícula de carburo retenidas en el recubrimiento y mayor contenido de fases frágiles como W_2C , tungsteno metálico y cobalto amorfo, el mecanismo predominante es la presencia de micro cortes junto con delaminación del recubrimiento debido a la menor tenacidad [3], [63], [93].

Otra de las características que afecta la resistencia a la abrasión de los recubrimientos es la porosidad. Esta afecta negativamente la resistencia a la abrasión de los recubrimientos, ya que se ha visto que las partículas abrasivas interactúan con los bordes de los poros superficiales ensanchándolos y causando remoción de material producto de alguna fuerza de corte que pueda estar actuando sobre la partícula abrasiva [6], [100]. También, los poros que se encuentran al interior de los recubrimientos han demostrado tener un efecto negativo, ya que ofrecen sitios preferenciales para la nucleación de grietas [95]. Una evidencia del efecto de la porosidad fue estudiada por (Kumari *et al.*) [6] quienes analizaron la rugosidad superficial del área desgastada de las muestras sometidas a desgaste abrasivo observando que los recubrimientos con mayor rugosidad habían presentado un mayor desgaste, lo que se atribuye a una alta porosidad presente en los recubrimientos. Además, se ha observado que la porosidad repercute en la dureza, ya que un aumento en la porosidad de los recubrimientos provoca una disminución de la dureza debido a que los poros son sitios suaves que no aportan a la dureza, lo que

impacta directamente en el desgaste abrasivo de los recubrimientos disminuyendo la resistencia al desgaste [7], [41], [79], [84], [93], [96], [97], [100], [122].

Una variable externa que afecta al desgaste abrasivo de los recubrimientos pero que está estrechamente relacionado con una de las características de los recubrimientos es el tamaño de la partícula abrasiva [96], [100]. Por una parte, (Ghabchi *et al.*) [100] observaron que el tamaño de los poros tiene una incidencia en el desgaste de los recubrimientos, ya que cuando la superficie de los poros es de un tamaño inferior al tamaño de la partícula, los poros tienen un efecto negativo sobre la resistencia al desgaste debido a que una esquina de la partícula abrasiva queda bloqueada dentro del poro y comienza a rayar. Sin embargo, cuando el tamaño de los poros es mayor que la partícula abrasiva, el poro va a actuar como un reservorio y la partícula abrasiva se depositará dentro de este produciendo que la concentración de partículas abrasivas en contacto con la superficie del material disminuya. Por otra parte, (Liao *et al.*) [96] mencionan que el tamaño de las partículas abrasivas influye en la resistencia al desgaste de los recubrimientos mostrando que las partículas abrasivas más grandes disminuyen la resistencia a la abrasión de los recubrimientos. En base a esto se observó que partículas de 3 (μm) preferentemente desgastan la matriz alrededor de las partículas de carburo de tungsteno favoreciendo el micro-corte y también el desprendimiento de las partículas de carburo sin interactuar con aquellas que tienen un tamaño más grande, mientras que las partículas de 60 y 100 (μm) son más grandes que las partículas de carburo, así que cortan o aran el recubrimiento, rompiendo partículas de carburo y sacándolas del recubrimiento.

2.3.3. Métodos de Evaluación del Desgaste Abrasivo

Dentro de los métodos empleados para evaluar el desgaste abrasivo de los recubrimientos basados en carburo de tungsteno, los que más destacan son aquellos basados en las normas ASTM G65, ASTM G105 y ASTM B611.

2.3.3.1. Normal ASTM G65

El ensayo de la norma ASTM G65 o ensayo de arena seca y rueda de goma involucra la abrasión de una muestra con arena que posee una composición y tamaño controlado, correspondiente a la arena de Ottawa AFS 50/70, es decir, arena de cuarzo redondeada cuyo tamaño se encuentran entre malla 50 y 70 (-300 (μm) / +212 (μm)). Este abrasivo es introducido entre la muestra y la rueda, la cual está recubierta con caucho o clorobutilo y cuya dureza debe estar entre Shore A58-62. El flujo másico de la arena debe estar entre 300 – 400 (g/min) y al mismo tiempo debe ser laminar, ya que si es turbulento los resultados pueden ser inconsistentes [123].

La muestra se presiona contra la rueda con una fuerza específica, la cual está establecida según los procedimientos presentados en la norma, pudiendo ser 45 (N) (procedimiento D) o 130 (procedimientos A, B, C y E). La rotación de la rueda es tal que la cara que está en contacto con la superficie de la muestra se mueve en la misma dirección que el flujo de arena. La duración del ensayo al igual que la fuerza está establecida según los procedimientos que se establecen dentro de la norma, pudiendo ser de 30 (min) (procedimientos A y D), 10 (min) (procedimiento B), 5 (min) (procedimiento E) y 30 (s) (procedimiento C). Ahora bien, durante el tiempo que dura el ensayo la rueda de caucho recorre una distancia lineal, la que de igual manera está establecida para cada procedimiento junto con el número de revoluciones. Sin embargo, si el diámetro de la rueda no es el que propone la norma (228.6 (mm)) el número de revoluciones debe ser ajustado de tal manera de igualar la distancia de abrasión lineal presentada en la norma. Finalmente, las muestras deben ser pesadas antes y después de cada ensayo para obtener la masa perdida, la cual debe ser convertida luego a volumen debido a la diferencia en la densidad de los materiales [123]. Una representación esquemática del ensayo se presenta en la Figura 2.13.

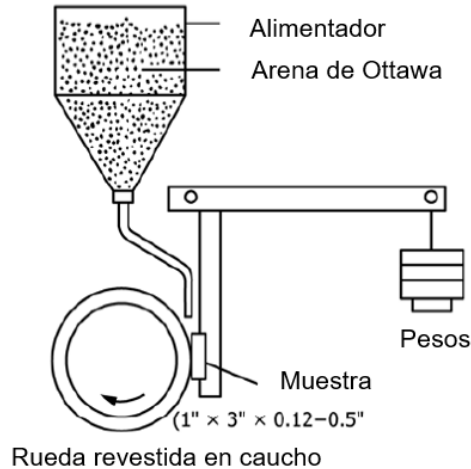


Figura 2.13. Representación esquemática del ensayo de la norma ASTM G65 [123].

2.3.3.2. Norma ASTM G105

El ensayo basado en la norma ASTM G105 corresponde a un ensayo de abrasión de arena en húmedo con rueda de caucho que involucra la abrasión de una muestra con una pulpa, que consiste en una mezcla de 0.940 (kg) de agua desionizada y 1.5 (kg) de arena de cuarzo AFS 50/70 (-300 (μm) / +212 (μm)). Al igual que en la norma ASTM G65, el material abrasivo se introduce entre la muestra a ensayar y la rueda giratoria que se encuentra recubierta con caucho y cuyo diámetro debe ser de 178 (mm) (rueda metálica más anillo de caucho). A diferencia de ASTM G65 para este ensayo la rueda debe recorrer una distancia fija de 558.6 (m) o 1000 revoluciones si se utiliza una rueda con el diámetro que establece la norma. El peso que se coloca en la parte posterior del equipo de abrasión debe ser tal que la fuerza ejercida por la rueda de caucho sobre la muestra sea de 222 (N). La rotación de la rueda permite a las paletas agitadoras en ambos lados de la rueda agitar la pulpa abrasiva y a la vez proporcionar partículas abrasivas que se van a transportar a través de la cara de contacto de la rueda en la dirección de rotación de la misma [124].

Ahora bien, en este ensayo se requieren tres ruedas con durezas nominales Shore A de 50, 60 y 70. Al comienzo del ensayo se realiza una puesta en marcha con la rueda de caucho que tiene una dureza Shore A50, luego se procede a realizar el ensayo utilizando

las ruedas de diferentes durezas en orden creciente. Las muestras son pesadas antes y después de cada ensayo para registrar la masa perdida. Con los datos obtenidos en cada caso se debe graficar el logaritmo de la masa perdida en función de la dureza de las ruedas de caucho utilizadas. A continuación, se obtiene la ecuación de la recta que represente a los datos mediante el método de los mínimos cuadrados. Una vez hecho esto, con la ecuación de la recta obtenida se calcula la masa perdida para una dureza Shore A60. Por último, la masa se convierte a volumen para mitigar la diferencia de densidad que puedan tener los materiales [124]. Una representación esquemática del ensayo se muestra en la Figura 2.14.

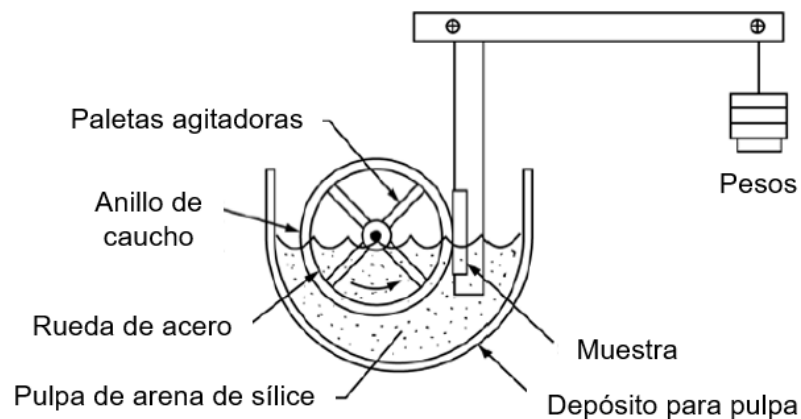


Figura 2.14. Representación esquemática del ensayo de la norma ASTM G105 [124].

2.3.3.3. Norma ASTM B611

El ensayo basado en la norma ASTM B611 fue desarrollado para clasificar la resistencia a la abrasión de carburos cementados, pero ha sido exitosamente usado sobre cerámicos, cermets y hardfacings con una dureza superior a 55 HRC. La característica de este ensayo y que lo diferencia de los otros es que el abrasivo es forzado contra la muestra mediante el empleo de una rueda metálica y la fuerza utilizada es tal que causa la fractura de las partículas abrasivas. La diferencia es que los ensayos realizados por ASTM G65 y ASTM G105 corresponden a una abrasión de bajo esfuerzo, mientras que ASTM B611 es una abrasión de alto esfuerzo [125].

El ensayo es llevado a cabo mediante la utilización de una pulpa que consiste en una mezcla de agua destilada y óxido de alúmina de malla 30 (595 μm). El nivel de alúmina utilizada debe ser tal que quede 25 a 30 (mm) bajo la línea central de la rueda. La pulpa debe tener una razón de abrasivo/agua de 4:1, es decir, que por ejemplo si se emplean 100 (g) de abrasivo para llenar el recipiente hasta el nivel requerido, entonces se deben añadir 25 (mL) de agua destilada. La rueda tiene un diámetro de 169 (mm) y está hecha de un acero AISI 1020 con una dureza que puede ir entre 80 a 95 HRB, la cual debe ser descartada cuando dicho diámetro esté por debajo de los 165 (mm). También, la rueda consta de 4 paletas agitadoras por lado, las cuales deben estar a 90° una con respecto a la otra, las que además deben tener una separación radial mínima de 3 (mm) para evitar que las paletas entren en contacto con la muestra una vez que la rueda penetra en la muestra. Se debe colocar una masa en el brazo de modo que se desarrolle una fuerza de 200 (N) contra la rueda. Ahora, el tiempo de duración del ensayo está determinado por dos procedimientos. El primero corresponde a 1000 revoluciones a 100 (rpm) por un tiempo de duración de 10 (min), y el segundo corresponde a 1000 revoluciones a 50 (rpm) por un tiempo de duración de 20 (min). Una vez finalizado el ensayo se debe pesar la muestra para registrar la masa perdida, la cual al igual que los ensayos presentados en las secciones previas se debe convertir a volumen [125]. Un esquema representativo del ensayo se presenta a continuación en la Figura 2.15.

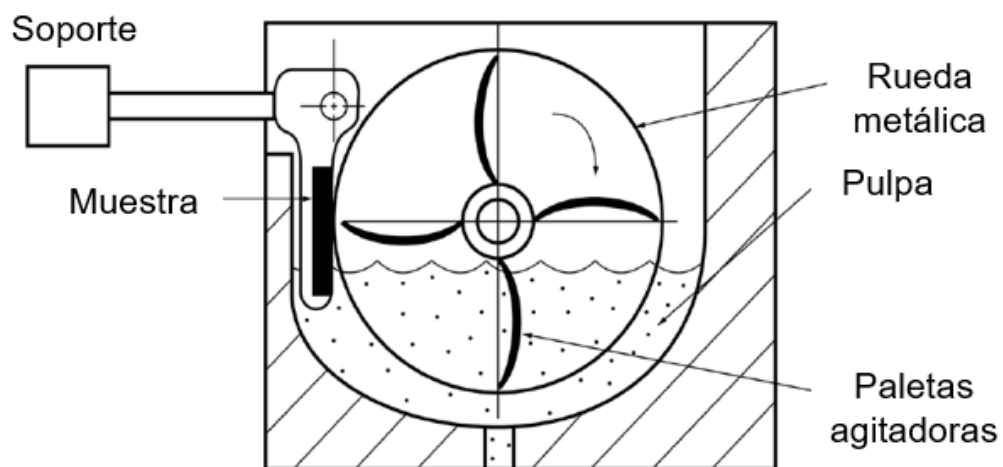


Figura 2.15. Representación esquemática del ensayo de la norma ASTM B611 [125].

CAPÍTULO 3. HIPÓTESIS Y OBJETIVO

3.1. Hipótesis

Recubrimientos obtenidos cuando la presión al interior de la cámara de combustión aumenta van a presentar mayor dureza y menor porosidad, lo cual resultará en una mejora en la resistencia al desgaste abrasivo.

3.2. Objetivo General

Evaluar mediante simulaciones computacionales de procesos HVOF el efecto de la presión al interior de la cámara de combustión en la velocidad y temperatura de las partículas y como estas modifican la dureza, porosidad y desgaste abrasivo de los recubrimientos.

3.3. Objetivos Específicos

- Evaluar el efecto del aumento de la presión al interior de la cámara de combustión sobre la velocidad (v_p) y temperatura (T_p) de las partículas.
- Determinar relaciones empíricas entre las características en vuelo de las partículas (velocidad y temperatura) y las características de los recubrimientos (dureza y porosidad) a partir de datos de la literatura.
- Determinar relaciones empíricas entre las características de los recubrimientos (dureza y porosidad) y el desgaste abrasivo a partir de datos de la literatura.

CAPÍTULO 4. METODOLOGÍA DE TRABAJO

4.1. Procedimiento de Simulaciones

Para la simulación del proceso HVOF se utilizó el software ANSYS Fluent 2020 R2 versión académica. Las simulaciones consideraron dos pistolas: (i) JP5000, la cual emplea queroseno para la combustión y (ii) DJ2700, en la cual se emplearán dos tipos diferentes de combustibles, los que serán hidrógeno y propileno.

La Figura 4.1 muestra un esquema de la pistola JP5000, la cual está compuesta por la cámara de combustión, la boquilla convergente-divergente, el barril y el dominio externo. Algunas de las dimensiones utilizadas fueron obtenidas de los trabajos de [72], [86]. Esta pistola es alimentada con queroseno líquido, el cual se vaporiza y reacciona en estado gaseoso con el oxígeno para producir gases de combustión a alta temperatura y presión, los cuales son acelerados a velocidades supersónicas a través de la boquilla. La inyección de los polvos de alimentación se realiza aguas abajo de la boquilla convergente-divergente y en un ángulo de 45° debido a que el trabajo de (Li *et al.*) [92] mostró que la partícula puede alcanzar mayor temperatura y velocidad (“Entrada de Partículas” en la Figura 4.1).

Para las simulaciones realizadas, se omite la alimentación del gas carrier a la pistola. Sin embargo, se realiza una modelación por separado de un tubo en 2-D de 3x15 (mm), el cual tiene como finalidad determinar la velocidad de entrada de las partículas a la pistola haciendo uso del flujo de gas carrier. Esto se hizo de esta manera dado que (Kamnis *et al.*) [88] sugirió que se puede generar una inestabilidad numérica al introducir el flujo de gas carrier dentro del flujo de alta velocidad de los gases de combustión que cruzan al barril. Este gradiente de velocidades que se generaría podría causar errores numéricos dificultando el control de la convergencia de las soluciones.

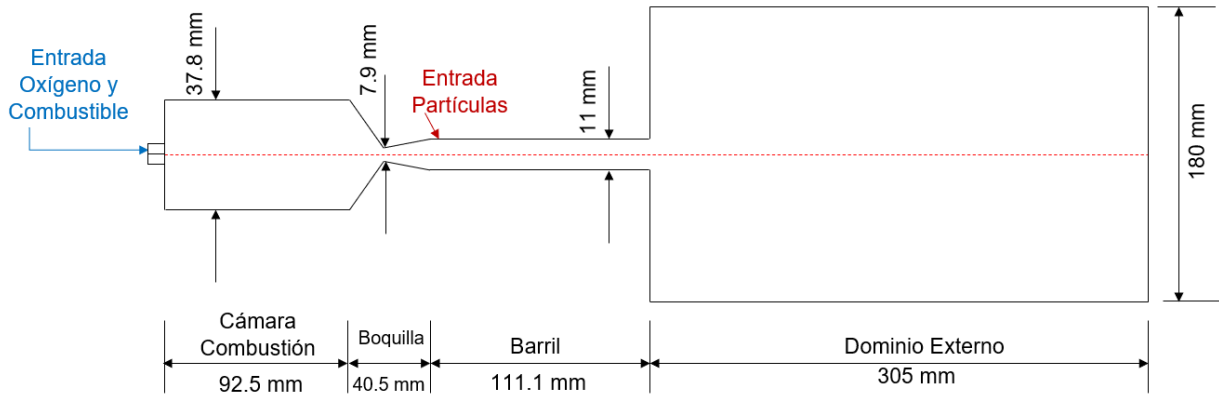


Figura 4.1. Esquema de la pistola JP5000.

La Figura 4.2 muestra la representación esquemática de la pistola DJ2700, la cual está compuesta por la boquilla y dominio exterior. En este caso las dimensiones de la pistola fueron obtenidas a partir de los trabajos de [87], [91], [104], [106] y sólo se realizó una modificación del dominio exterior. A diferencia de la pistola utilizada para la combustión del queroseno, en este caso la inyección de los polvos se hace por la parte posterior junto con el combustible, el oxígeno y el aire. Por la misma entrada de los polvos se realiza el ingreso del gas carrier (“Entrada Gas Carrier y Partículas” en la Figura 4.2), el cual corresponde a nitrógeno. Para determinar la velocidad de entrada de las partículas se vuelve a hacer uso de la simulación del tubo 2-D utilizada para la simulación de la pistola JP5000.

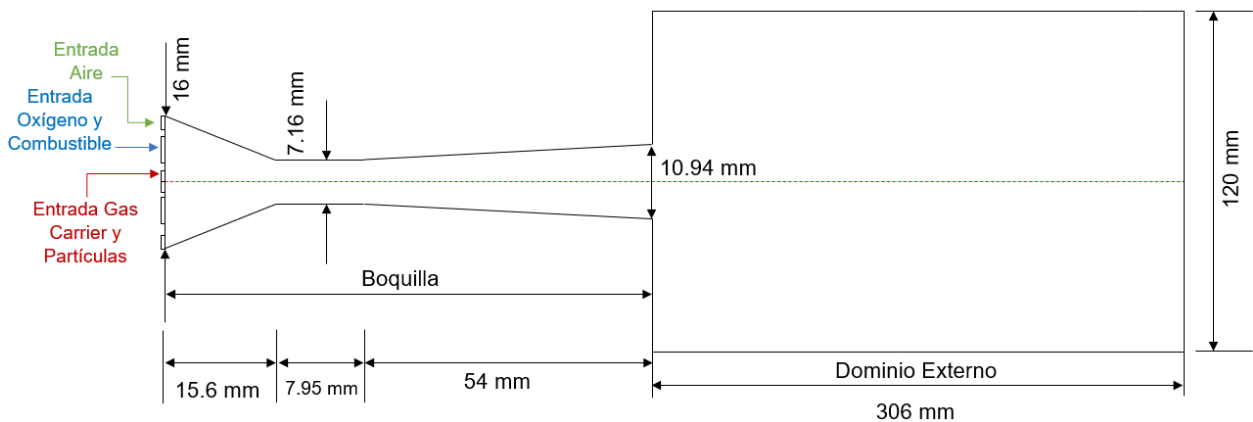


Figura 4.2. Esquema de la pistola DJ2700.

Para la pistola JP5000, se realizó un estudio del efecto del número de nodos en la convergencia de la simulación. Se analizaron cuatro mallas diferentes, las cuales presentaron 117294, 143572, 155037 y 182993 nodos cada una. Los resultados revelaron que la convergencia es similar para las cuatro mallas, pero se seleccionó la malla que posee 143572 nodos dado que la convergencia se consigue con el menor número de iteraciones. El número de nodos seleccionado están en concordancia con los utilizados por otros investigadores, por ejemplo en los trabajos [86], [89], [92] utilizaron 108310, 144658 y 127008 nodos, respectivamente para simular la combustión de queroseno en pistolas similares. Por otra parte, para la pistola DJ2700 también se realizó un estudio del efecto del número de nodos en la convergencia de la simulación. En este caso, se analizaron cuatro mallas diferentes con 57774, 63230, 70694 y 82535. Los resultados revelaron que la convergencia en los casos situados entre las mallas que poseen 63320 y 82535 nodos fueron similares, pero se seleccionó la malla con 63230 nodos.

En ambas simulaciones, la pared de las pistolas se encuentra a una temperatura fija de 300 (K), mientras que el dominio exterior se encuentra a una temperatura de 300 (K) y una presión de 101325 (Pa). Respecto a los polvos que se utilizaron en ambas pistolas, el material corresponde a WC-10Co-4Cr, el cual se trató como una partícula inerte por lo que solo se utilizaron los datos asociados a la densidad y el calor específico del material, los cuales fueron obtenidos del trabajo de (Zoei *et al.*) [126] y cuyos valores son 14.320 (kg/m³) y 295 (J/kg K). Además, el tamaño de la partícula que se utilizó para ambas pistolas y para los tres combustibles fue de 10 (µm). Se seleccionó este valor ya que (Kamnis *et al.*) [88] mencionaron que la utilización de partículas de ese tamaño o menor permite obtener resultados comparables con los resultados experimentales. En relación con la forma de las partículas, estas son de geometría esférica, la cual se mantiene durante toda la simulación.

Además, como se mencionó previamente, el queroseno es alimentado en estado líquido, por lo tanto, se consideran gotas de queroseno de 0.75 (µm) de diámetro, lo cual asegura que las gotas de combustible se vaporicen al interior de la cámara de combustión y no

en las secciones posteriores de la pistola [71], [72]. Las propiedades físicas y químicas del queroseno tales como la densidad, calor específico, conductividad térmica, viscosidad, peso molecular, calor latente y punto de ebullición se seleccionaron directamente desde la base de datos incorporada en el software ANSYS Fluent.

Dada la simetría de ambas pistolas, sólo se realizó la simulación de la mitad de éstas lo cual simplifica y reduce el uso excesivo de memoria de cálculo por parte del equipo computacional [86], [89], [110], [116], [90]–[92], [102], [104], [105], [107], [108]. La presión y la velocidad se ajustaron usando el algoritmo COUPLED (incorporado en ANSYS Fluent) junto al método de gradiente basado en celdas de mínimos cuadrados (“Least Squares Cell Based”). La presión, densidad y momentum se resuelven utilizando esquemas de segundo orden (“second order upwind”), mientras que para los componentes químicos se utilizó esquemas de primer orden (“first-order upwind”). Por otra parte, para la ecuación de energía se ocupó QUICK (incorporado en ANSYS Fluent) para la simulación de la pistola JP5000 y un esquema de primer orden (“first-order upwind”) para la simulación de la pistola DJ2700. En tanto que para las expresiones de turbulencia se utilizan en ambas pistolas esquemas de primer orden (“first-order upwind”).

Las ecuaciones constitutivas utilizadas para realizar la simulación de las pistolas son las siguientes:

- a) Para la simulación en la pistola JP5000 (queroseno)
 - Fase gaseosa: ecuación continuidad (Ecuación 1.1), ecuación de momentum (Ecuación 1.2), ecuación de energía (Ecuación 1.6) y ecuación de transporte de especies (Ecuación 1.10).
 - Modelo Turbulencia (Realizable $k-\epsilon$): Ecuación 1.15 y Ecuación 1.16.
 - Modelo Combustión EDM: modelo de disipación de remolinos (Ecuación 1.21) y reacción química de combustión del queroseno (Ecuación 1.23).
 - Modelo de Partículas (DPM)
 - Partícula WC-Co-Cr: ecuación de movimiento de Newton (Ecuación 1.23), balance de calor asociado a la “Ley 1” (Ecuación 1.31).

- Gotas Queroseno Líquido: ecuación de movimiento de Newton (Ecuación 1.23), balance de calor asociado a la “Ley 1” (Ecuación 1.31), tasa de evaporación (Ecuación 1.34), concentración de vapor en la superficie de la gota (Ecuación 1.35), concentración de vapor en el volumen (Ecuación 1.36), balance de calor asociado a la “Ley 2” (Ecuación 1.40), velocidad de ebullición o “Ley 3” (Ecuación 1.41).
- b) Para la simulación de la pistola DJ2700
- Fase gaseosa: ecuación continuidad (Ecuación 1.1), ecuación de momentum (Ecuación 1.2), ecuación de energía (Ecuación 1.6) y ecuación de transporte de especies (Ecuación 1.10).
 - Modelo Turbulencia (RNG $k-\epsilon$): Ecuación 1.12 y Ecuación 1.13.
 - Modelo Combustión EDM: modelo de disipación de remolinos (Ecuación 1.21), reacción química de combustión del hidrógeno (Ecuación 1.24) y reacción de combustión del propileno (Ecuación 1.26).
 - Modelo de Partículas (DPM)
 - Partícula WC-Co-Cr: ecuación de movimiento de Newton (Ecuación 1.23), balance de calor asociado a la “Ley 1” (Ecuación 1.31).

4.2. Rangos de Operación por Tipo de Combustible

Para establecer los rangos de operación en los tres combustibles se realizó una revisión de la literatura para establecer las principales variables operacionales que intervienen en la modificación de la presión al interior de la cámara de combustión como también de otras variables operacionales que intervienen en el proceso HVOF y que se ha reportado tienen influencia sobre la temperatura y velocidad de las partículas como lo son el flujo de gas carrier, distancia de rociado y flujo de gas enfriador (exclusivo para pistola DJ2700) [49], [88], [127]–[131].

La Figura 4.3(a), Figura 4.3(b) y Figura 4.3(c) muestran la relación entre el flujo de oxígeno y el flujo de combustible para los casos de queroseno, hidrógeno y propileno, respectivamente (datos resumidos en la sección ANEXOS A1). Cada figura considera un área encerrada en líneas rojas punteadas en la cual se concentra la mayor parte de los

experimentos recopilados en la literatura (la mayoría de los datos). Estas áreas se obtuvieron mediante un análisis estadístico simple presentado en la sección ANEXOS A2. Adicionalmente, se incluye una línea llamada “Línea Estequiométrica”, la que se construye a partir de las reacciones químicas de combustión para cada combustible utilizado (Ecuación 1.23, Ecuación 1.24 y Ecuación 1.26) y que representa la reacción de combustión completa. Esta línea estequiométrica divide el área en dos secciones: (i) la parte azul correspondiente a mezclas ricas en combustible y (ii) la parte verde correspondiente a mezclas ricas en oxígeno.

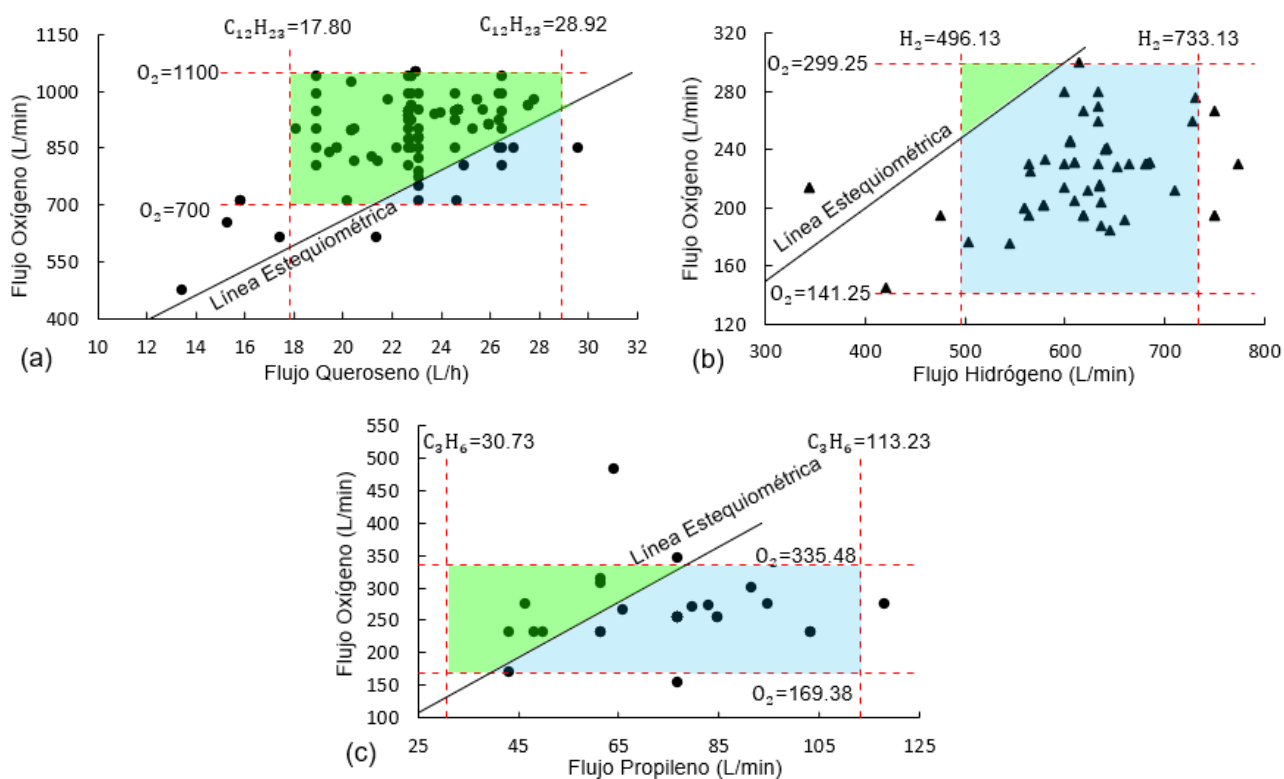


Figura 4.3. Datos obtenidos de la literatura para establecer los rangos operacionales: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

Por lo tanto, a partir de la Figura 4.3(a) se puede decir que cualquier combinación de oxígeno y de queroseno que se seleccione debe ser tal que el flujo de oxígeno esté entre 700 y 1100 (L/min) y el flujo de queroseno entre 17.80 y 28.92 (L/h). Mientras que la Figura 4.3(b) indica que el flujo de oxígeno debe estar entre 141.25 y 299.25 (L/min) y el flujo de hidrógeno entre 496.13 y 733.13 (L/min). Y, por último, la Figura 4.3(c) establece

que para la combustión del propileno el flujo de oxígeno debe estar entre 169.38 y 335.48 (L/min) y el flujo de propileno entre 30.73 y 113.23 (L/min).

4.3. Evaluación del Aumento de la Presión en la Cámara de Combustión

Para evaluar el efecto de la presión de gases al interior de la cámara de combustión, se variará la presión al interior de la cámara de tres maneras: (i) aumentando el flujo de combustible y de oxígeno de manera que la razón estequiométrica se mantenga constante, (ii) manteniendo el flujo de combustible constante y aumentando el flujo de oxígeno y (iii) manteniendo el flujo de oxígeno constante y aumentando el flujo de combustible.

El resto de las variables operacionales que intervienen en la simulación del proceso HVOF, tales como el flujo de gas carrier, distancia de rociado y flujo de gas enfriador, se mantuvieron constantes y sus valores se determinaron en base al criterio que se presenta en la sección ANEXOS A3.

Las condiciones a evaluar se presentan desde la Tabla 4.1 hasta la Tabla 4.9.

Tabla 4.1. Condiciones para las simulaciones de combustión con queroseno: oxígeno constante – combustible variable.

Serie AQ	Flujo Queroseno L/h	Flujo Oxígeno L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
AQ1	25.33	753.39	0.90	9.99	190
AQ2	23.49		0.97		
AQ3	21.66		1.05		
AQ4	18.99		1.20		

Tabla 4.2. Condiciones para las simulaciones de combustión con queroseno: combustible constante – oxígeno variable.

Serie BQ	Flujo Queroseno L/h	Flujo Oxígeno L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
BQ1	24.15	718.48	0.90	9.99	190
BQ2		774.61	0.97		

BQ3		840.26	1.05		
BQ4		957.99	1.20		

Tabla 4.3. Condiciones para las simulaciones de combustión con queroseno: razón estequiométrica constante.

Serie CQ	Flujo Queroseno L/h	Flujo Oxígeno L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
CQ1	22.74	714.01	0.95	9.99	190
CQ2	23.97	752.63	0.95		
CQ3	25.21	791.57	0.95		
CQ4	26.44	830.19	0.95		

Tabla 4.4. Condiciones para las simulaciones de combustión con hidrógeno: oxígeno constante – combustible variable.

Serie AH	Flujo Hidrógeno L/min	Flujo Oxígeno L/min	Flujo Aire L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
AH1	729.66	291.85	347.77	0.80	17.27	170
AH2	654.04			0.89		
AH3	592.62			0.985		
AH4	541.75			1.08		
AH5	498.92			1.17		

Tabla 4.5. Condiciones para las simulaciones de combustión con hidrógeno: combustible constante – oxígeno variable.

Serie BH	Flujo Hidrógeno L/min	Flujo Oxígeno L/min	Flujo Aire L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
BH1	511.54	204.6051	347.77	0.8000	17.27	170
BH2		228.2626		0.8925		
BH3		251.9201		0.9850		
BH4		275.5775		1.0775		
BH5		299.2350		1.1700		

Tabla 4.6. Condiciones para las simulaciones de combustión con hidrógeno: razón estequiométrica constante.

Serie CH	Flujo Hidrógeno L/min	Flujo Oxígeno L/min	Flujo Aire L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
CH1	511.54	240.12	347.77	0.939	17.27	170

CH2	539.09	253.05		0.939		
CH3	566.65	265.98		0.939		
CH4	594.19	278.92		0.939		
CH5	621.75	291.85		0.939		

Tabla 4.7. Condiciones para las simulaciones de combustión con propileno: oxígeno constante – combustible variable.

Serie AP	Flujo Hidrógeno L/min	Flujo Oxígeno L/min	Flujo Aire L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
AP1	113.23	315.24	378.69	0.6500	17.5	170
AP2	104.03			0.7075		
AP3	96.21			0.7650		
AP4	89.48			0.8225		
AP5	83.64			0.8800		

Tabla 4.8. Condiciones para las simulaciones de combustión con hidrógeno: combustible constante – oxígeno variable.

Serie BP	Flujo Propileno L/min	Flujo Oxígeno L/min	Flujo Aire L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
BP1	89.01	247.80	378.69	0.6500	17.5	170
BP2		269.72		0.7075		
BP3		291.64		0.7650		
BP4		313.56		0.8225		
BP5		335.48		0.8800		

Tabla 4.9. Condiciones para las simulaciones de combustión con propileno: razón estequiométrica constante.

Serie CH	Flujo Hidrógeno L/min	Flujo Oxígeno L/min	Flujo Aire L/min	Razón Estequiométrica	Flujo Gas Carrier L/min	Distancia Rociado mm
CH1	89.01	266.87	378.69	0.7	17.5	170
CH2	93.04	278.96		0.7		
CH3	97.07	291.05		0.7		
CH4	101.11	303.15		0.7		
CH5	105.14	315.24		0.7		

4.4. Obtención de las Relaciones Empíricas

Para determinar las relaciones empíricas entre las características en vuelo de las partículas y las características de los recubrimientos y entre estas últimas y el desgaste abrasivo se realizó una búsqueda bibliográfica en documentos que evaluaron procesos HVOF de manera experimental y, al mismo tiempo, que hayan hecho uso de polvos de recubrimiento de carburo de tungsteno. Los datos recopilados consideraron: temperatura de las partículas, velocidad de las partículas, dureza y porosidad de los recubrimientos y desgaste abrasivo de los recubrimientos.

4.4.1. Características en Vuelo de Partículas – Características Recubrimientos

Los datos fueron clasificados por tipo de combustible y para cada tipo de combustible se fabricaron cuatro gráficos, los cuales fueron: (i) temperatura partícula versus dureza recubrimiento; (ii) temperatura partícula versus porosidad recubrimiento; (iii) velocidad partícula versus dureza recubrimiento y (iv) velocidad partícula versus porosidad recubrimiento. Posteriormente, para cada relación se obtuvo la tendencia que mejor representara el comportamiento de los datos, las cuales van a considerarse como las relaciones empíricas que van a permitir estimar las características de los recubrimientos a partir de los datos obtenidos de las simulaciones.

4.4.2. Características Recubrimientos – Desgaste Abrasivo

Para determinar las relaciones empíricas que relacionan las propiedades de los recubrimientos como dureza y porosidad con el desgaste abrasivo, también se realizó una revisión de la literatura. Dentro de los datos que se recopilaron son el volumen o masa desgastada ya sea por cualquier ensayo típico utilizado para evaluar el desgaste abrasivo (ASTM G65, ASTM G105 o ASTM B611), la distancia recorrida por la rueda utilizada en el ensayo y la carga ocupada para presionar la muestra. Con esos datos se establece un coeficiente de desgaste abrasivo que permite agrupar los datos provenientes de los diferentes ensayos y autores. Este coeficiente tiene dimensiones de ($\text{mm}^3/\text{N m}$) y entre mayor sea este valor significa que el desgaste abrasivo es mayor. El

siguiente paso fue graficar los valores obtenidos en función de la dureza y porosidad de los recubrimientos para finalmente trazar una línea de tendencia que mejor describa los datos. La tabla que agrupa los datos se encuentra en ANEXOS A4.

CAPÍTULO 5. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

A continuación, se presentarán los resultados de las simulaciones realizadas utilizando el software ANSYS Fluent. Los resultados están ordenados de la siguiente manera: primero se presentará el efecto del flujo de combustible en la presión de gases de combustión, la temperatura de los gases de combustión, la velocidad de los gases, la temperatura de las partículas y la velocidad de las partículas, posteriormente se analizará el efecto del flujo de oxígeno en las características mencionadas anteriormente y, finalmente, el efecto del flujo másico total, analizando las mismas características de los gases y de las partículas.

Posteriormente, los resultados de las simulaciones se acoplarán con los datos recopilados de la literatura asociados a dureza, porosidad y desgaste abrasivo de recubrimientos del tipo WC-Co-Cr para así obtener relaciones empíricas que permitan estimar tendencias de comportamiento de los recubrimientos.

5.1. Efecto del Flujo de Combustible

A continuación, se presentará el efecto del flujo de combustible en la presión, temperatura y velocidad de los gases como también su efecto sobre la temperatura y velocidad de las partículas.

5.1.1. Presión de Gases de Combustión

La Figura 5.1 presenta los resultados de la simulación que muestran el efecto del flujo de combustible sobre la presión de los gases de combustión para los tres combustibles utilizados. En estos gráficos, se presenta el perfil de presión de los gases en la vecindad de la salida del barril de la pistola. Los datos se presentan de esta manera dado que las mayores diferencias se producen a la salida del barril de la pistola.

La Figura 5.1(a) muestra que la presión de gases de combustión aumenta al aumentar el flujo de queroseno desde la condición AQ4 hasta AQ1 (ver Tabla 4.1), resultando en el

aumento de la presión al interior de la cámara de combustión desde 615772 hasta 725708 (Pa). También, se puede observar que la presión de los gases aumenta en la salida del barril de la pistola (entre 0.21 (m) y la salida de la pistola). Ahora bien, en primer lugar, se puede comentar que los valores de presión que se mantienen al interior del barril están por debajo de la presión atmosférica, por lo que las llamas que se van a formar son sobre expandidas. En base a esto es posible notar que en los cuatro casos a la salida de la pistola se forman ondas de choque que tienen un salto de presión positivo. Además, se puede observar que a medida que aumenta el flujo de combustible la amplitud de las ondas de choque formadas va disminuyendo. Esto se produce porque a medida que aumenta la presión al interior de la pistola la diferencia de presión creada con el exterior disminuye, causando esta disminución de la amplitud de las ondas de choque. También es posible observar que a medida que aumenta la presión al interior de la pistola debido al aumento del flujo de combustible, las ondas de choque formadas se comienzan a desplazar hacia mayores distancias, lo que produce que la estabilización hasta el valor de la presión atmosférica tome un mayor tiempo. Este efecto es producido por el aumento del flujo másico total causado por el continuo incremento del flujo de queroseno.

La Figura 5.1(b) muestra que la presión de los gases de combustión aumenta al incrementar el flujo de hidrógeno desde la condición AH5 hasta AH1, en tanto, la Figura 5.1(c) muestra que la presión de los gases de combustión también aumenta al incrementar el flujo de propileno desde la condición AP5 hasta AP1. A partir de la Figura 5.1(b) se puede comentar que el incremento de la presión máxima alcanzada por los gases al interior de la cámara de combustión es desde 541747 hasta 611952 (Pa), en tanto que en la Figura 5.1(c) el incremento de la presión se produce desde 576229 hasta 613338 (Pa). En relación con la evolución de los perfiles a la salida de la pistola es posible observar que en ambos casos la tendencia es la misma, ya que a medida que aumenta la presión al interior de la pistola la amplitud de las ondas de choque formadas disminuye. Además, es posible observar que a medida que incrementa el flujo de combustible las ondas de choque formadas se comienzan a desplazar hacia mayores distancias, lo que es producido por el aumento del flujo másico total provocado por el aumento del flujo de combustible.

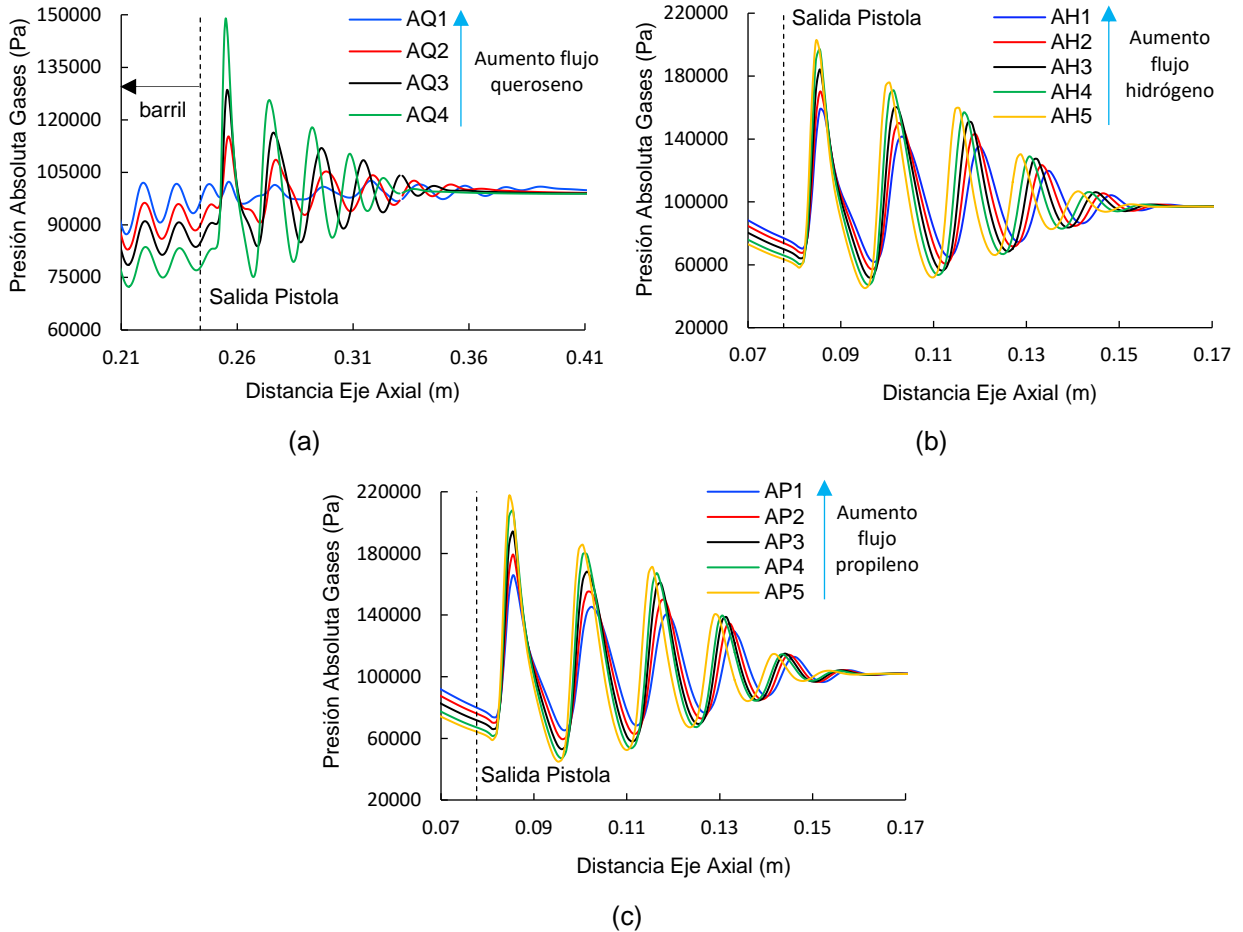


Figura 5.1. Efecto del flujo de combustible en la presión de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.1.2. Temperatura de Gases de Combustión

La Figura 5.2 y la Figura 5.3 presentan el efecto del flujo de combustible sobre los perfiles de temperatura de los gases para cada uno de los combustibles utilizados. Además, la Figura 5.4 y la Figura 5.5 presentan la evolución de la fracción másica del combustible y del oxígeno respectivamente y que sirven como complemento para entender los perfiles de temperatura de los gases.

En la Figura 5.2(a) se puede observar que, al interior de la cámara de combustión, el incremento del flujo de queroseno entre AQ4 y AQ2 (Tabla 4.1) produce un aumento de la temperatura de los gases de combustión, sin embargo, el aumento del flujo de queroseno hasta la condición AQ1 produce una disminución de la temperatura de los gases. Esto último se debe a que comienza a hacerse evidente el efecto del exceso de

combustible, el cual absorbe parte de la energía generada durante la combustión con la finalidad de elevar su temperatura, actuando como gas enfriador. Dentro del barril es posible observar que el incremento del flujo de queroseno entre AQ4 y AQ1 provoca que la temperatura de los gases aumente.

Este efecto al interior del barril se puede explicar haciendo uso de la Figura 5.4(a), la cual muestra que, a medida que el flujo de queroseno aumenta, tanto la fracción másica máxima alcanzada como la distancia a la cual el queroseno se termina de consumir aumentan. En base a esto, es posible observar que los casos que se encuentran entre AQ4 y AQ2 el queroseno se termina de consumir prácticamente al comienzo del barril, mientras que en la condición AQ1 el queroseno en exceso viaja a través del barril consumiéndose completamente a una distancia de 0.2 (m), lo que justifica el incremento de la temperatura de los gases sobre los demás para la condición AQ1. A la salida de la pistola se observa un comportamiento similar al que se presenta al interior del barril, ya que se puede advertir que a medida que el flujo de queroseno aumenta, el perfil de temperatura de los gases se desplaza hacia mayores temperaturas. Este comportamiento se debe a que entre AQ4 y AQ2 al consumirse el combustible casi por completo antes de entrar al barril, todo el camino restante que recorren los gases es de enfriamiento, mientras que en la condición AQ1 el combustible termina de reaccionar a 0.2 (m), es decir, al interior del barril, lo que produce que los gases salgan a una mayor temperatura desde la pistola, por lo que la distancia a la cual va a comenzar el enfriamiento va a ser mayor.

En la Figura 5.3(b) se puede observar que el aumento del flujo de hidrógeno entre AH5 y AH4 produce que la temperatura de los gases al interior de la pistola aumente, sin embargo, el posterior aumento hasta llegar a la condición AH1 causa que la temperatura de los gases disminuya progresivamente al interior de la pistola debido al exceso de combustible, que absorbe parte de la energía generada durante la combustión para elevar su temperatura. Esta tendencia se mantiene en el exterior de la pistola, específicamente en la zona de formación de las ondas de choque. Sin embargo, en la zona donde comienza el descenso de la temperatura el comportamiento cambia, ya que

a medida que el flujo de hidrógeno incrementa, los perfiles de temperatura de los gases se desplazan hacia mayores temperaturas.

Este comportamiento se explica haciendo uso de la Figura 5.4(b), la cual muestra que en los casos AH5 y AH4 el combustible se consume completamente al interior de la pistola, por lo que una vez que los gases salen de la pistola comienzan a enfriarse. Por lo tanto, los perfiles asociados a estas condiciones se encuentran por debajo de los demás en la zona adyacente a la formación de las ondas de choque. Para los casos que se encuentran entre AH3 y AH1 es posible observar que comienza a aumentar el exceso de combustible y la distancia a la cual se termina de consumir, por lo que la temperatura de los gases también aumenta entre AH3 y AH1, ya que este exceso de combustible reacciona con el oxígeno presente en el dominio exterior elevando la temperatura de los gases. Finalmente, respecto al comportamiento de los perfiles de temperatura de los gases en la combustión del propileno, los cuales se observan en la Figura 5.3 se puede decir que presentan un comportamiento idéntico al de la combustión del hidrógeno con la diferencia que al interior de la pistola la variación de la temperatura es menor.

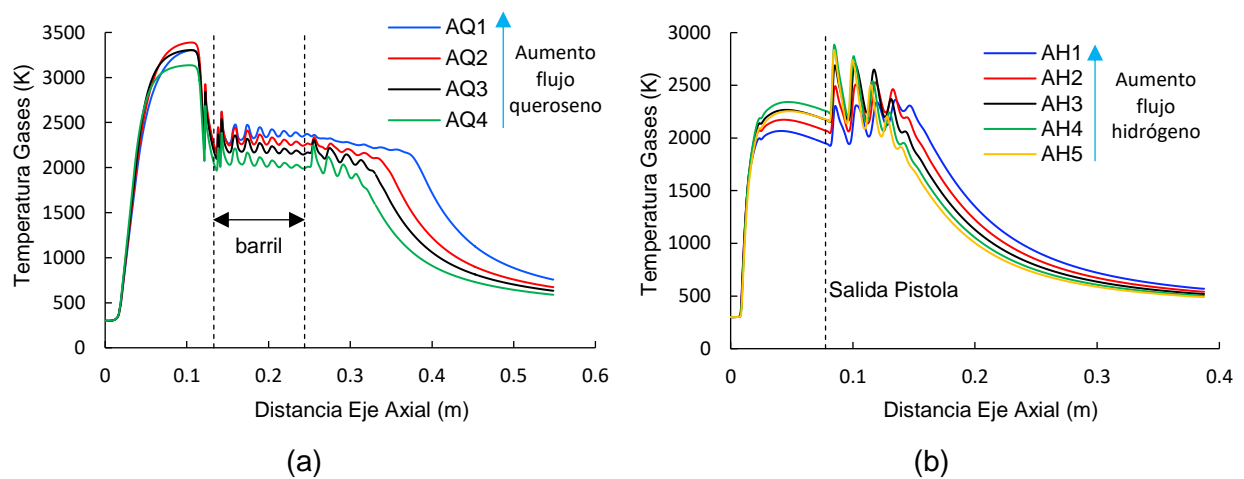
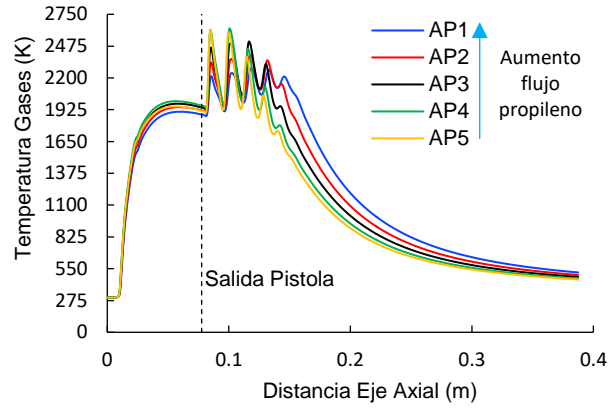
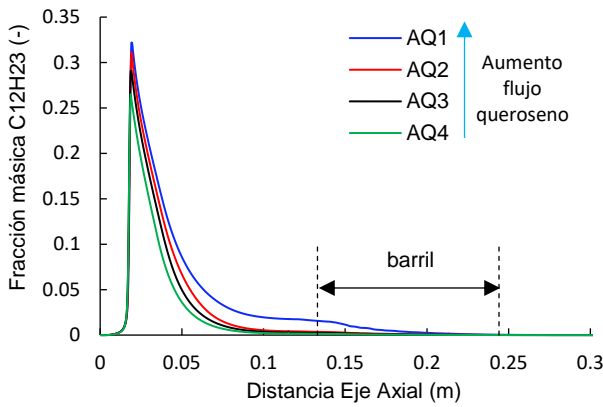


Figura 5.2. Efecto del flujo de combustible en la temperatura de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno.

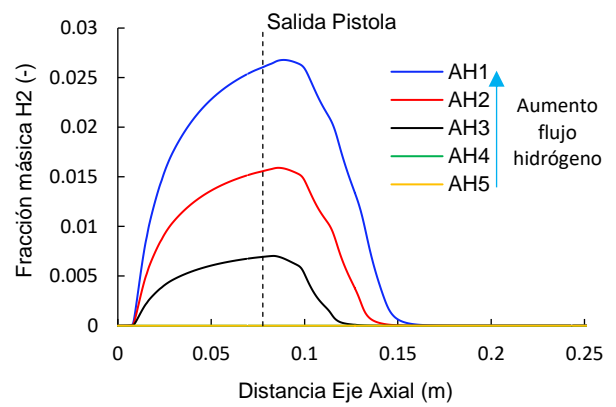


(c)

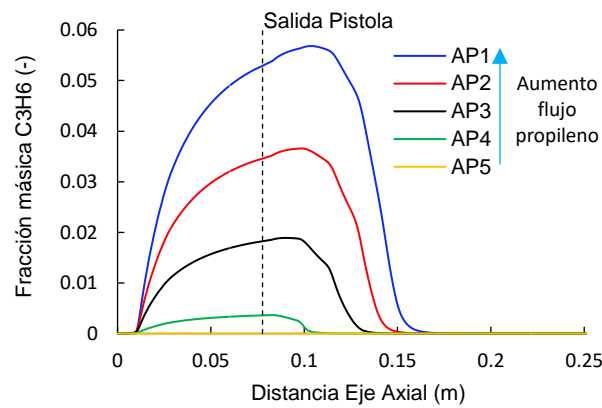
Figura 5.3. Continuación de la Figura 5.2. Efecto del flujo de combustible en la temperatura de los gases: (c) propileno.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.4. Evolución de la fracción másica de combustible: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

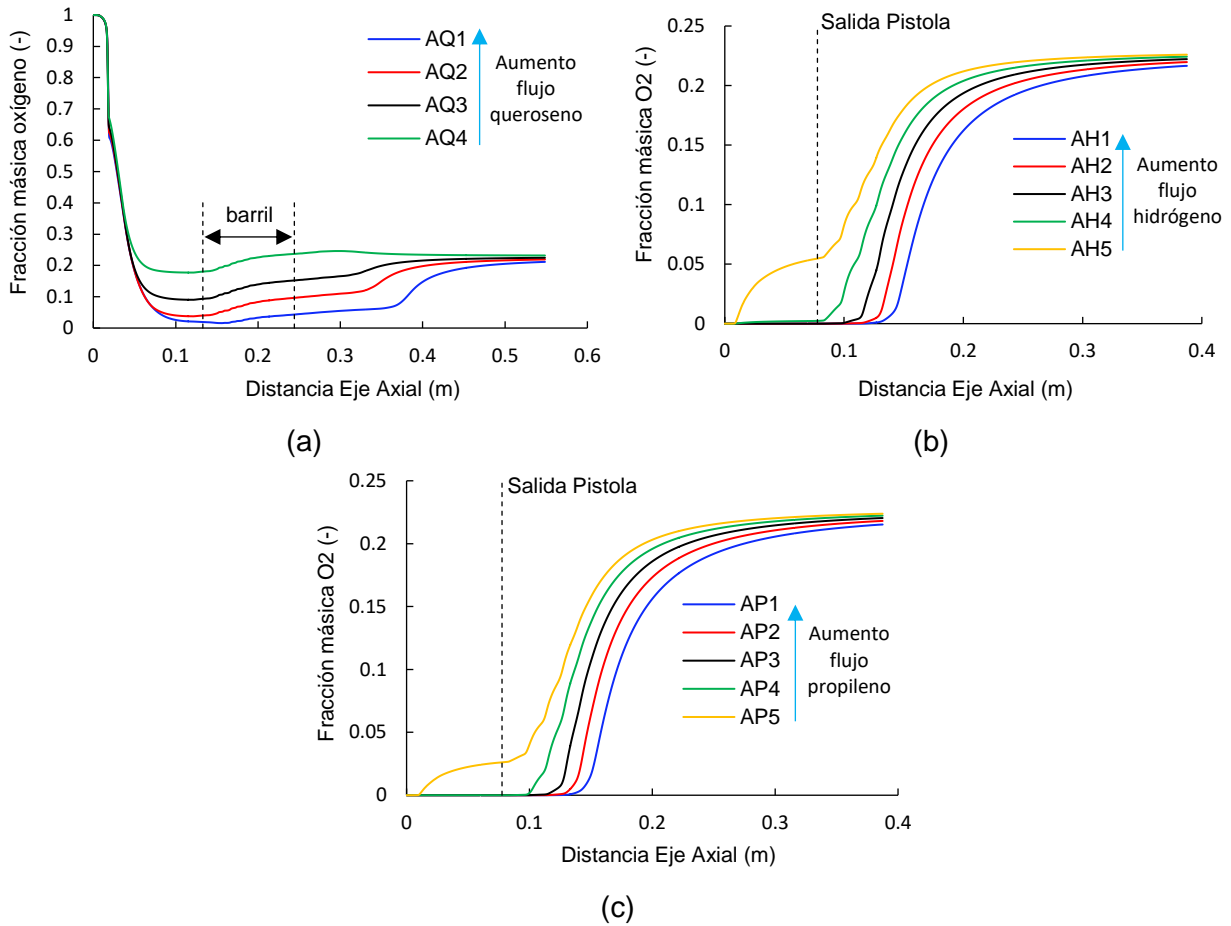


Figura 5.5. Evolución de la fracción másica de oxígeno: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.1.3. Velocidad de Gases de Combustión

La Figura 5.6(a) presenta el efecto flujo de queroseno en la velocidad de los gases de combustión pudiéndose observar que los perfiles de velocidad de los gases siguen la misma tendencia que los perfiles de temperatura de los gases observados en la sección anterior. A medida que aumenta el flujo de queroseno desde AQ4 hasta AQ1 la velocidad de los gases aumenta al interior del barril y a la salida de la pistola. Este comportamiento presentado por los gases se debe a que al ir aumentando la cantidad de combustible este reacciona al interior del barril, por lo que la distancia a la que comienza a disminuir la velocidad aumenta en comparación con aquellas mezclas pobres en combustible (o ricas en oxígeno).

En la Figura 5.6(b) y Figura 5.6(c) se presenta el efecto del aumento del flujo de combustible en la velocidad de los gases para el hidrógeno y el propileno, respectivamente. En ambas figuras es posible observar que los perfiles de velocidad de los gases presentan un comportamiento similar, sin embargo, es posible notar algunas diferencias, ya que en la Figura 5.6(b) se observa que a medida que aumenta el flujo de hidrógeno al interior de la pistola los perfiles de velocidad no presentan diferencias importantes, en tanto que en la zona de formación de las ondas de choque el aumento del flujo de hidrógeno desde AH5 hasta AH1 produce que los perfiles de velocidad de los gases se desplacen hacia mayores velocidades, lo cual se debe al aumento de la presión al interior de la cámara de combustión.

Por otra parte, en la Figura 5.6(c) los perfiles si presentan algunas diferencias respecto a la combustión del hidrógeno al interior de la pistola, ya que el incremento del flujo de propileno entre AP5 y AP4 produce que la velocidad de los gases incremente, mientras que el aumento gradual del flujo de propileno hasta la condición AP1 produce que la velocidad de los gases disminuya, presentándose este mismo efecto en la zona de formación de las ondas de choque a la salida de la pistola. Esto se debe a que el combustible que aún no reacciona disminuye la temperatura de los gases y, como consecuencia, la velocidad de estos. Mientras tanto, en la zona adyacente a la formación de las ondas de choque el comportamiento de la velocidad de los gases tanto para la combustión del hidrógeno como del propileno son iguales, ya que a medida que incrementa el flujo de combustible el perfil de velocidad se desplaza hacia mayores velocidades. Esto se debe a que al incrementar el flujo de combustible el exceso viaja a través de la pistola hasta llegar al dominio exterior, donde reacciona con el oxígeno presente produciendo un leve incremento en la velocidad de los gases.

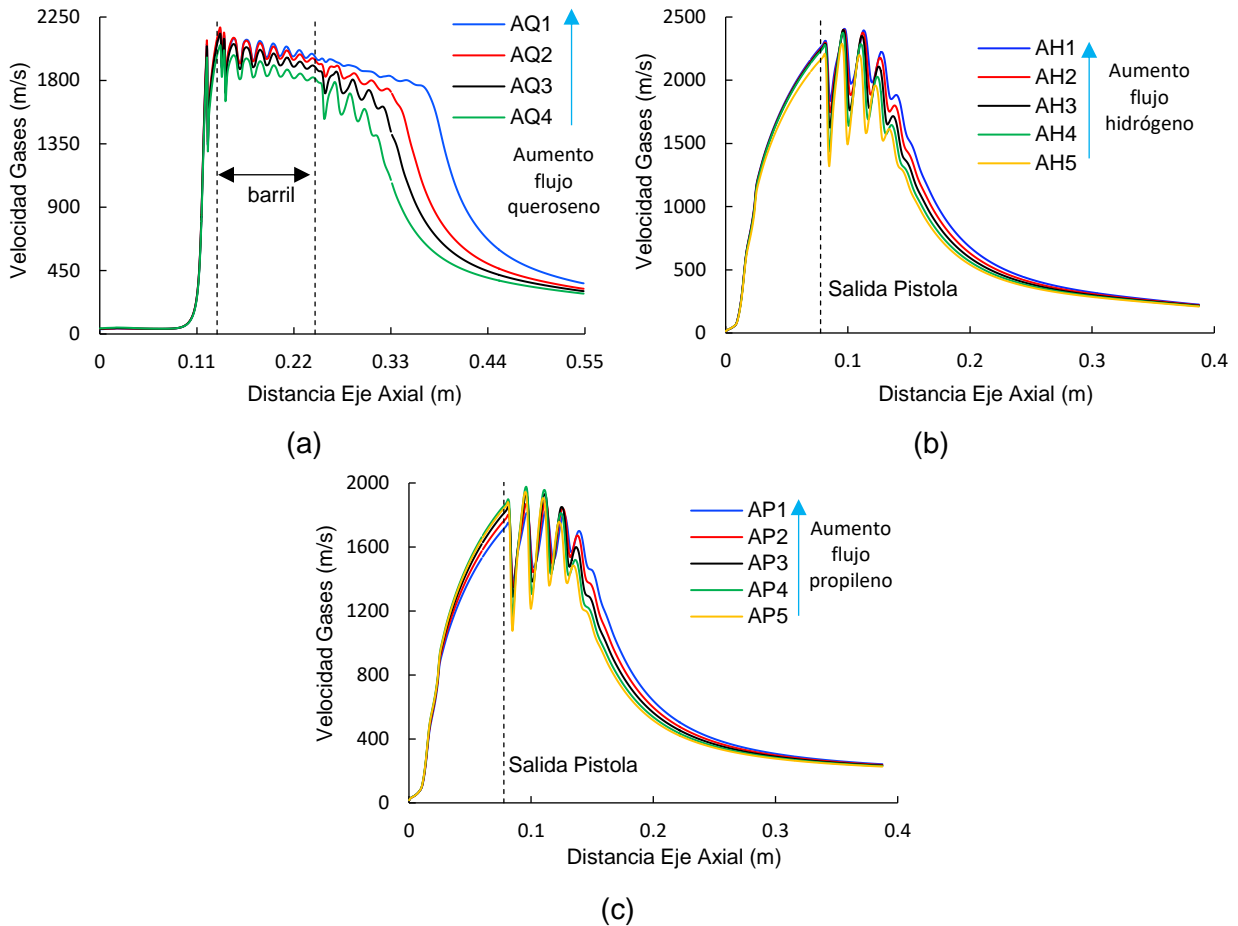


Figura 5.6. Efecto del flujo de combustible en la velocidad de gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.1.4. Temperatura de Partícula

La Figura 5.7(a) presenta el perfil de temperatura de las partículas al usar queroseno. Se puede observar que a medida que el flujo de queroseno aumenta, el perfil de temperatura de la partícula se desplaza hacia mayores temperaturas, manteniéndose así durante todo el recorrido de la partícula. Este comportamiento responde directamente a los respectivos perfiles de temperatura de los gases, ya que según muestra la Figura 5.3(a), desde el comienzo del barril hasta el final del dominio exterior la temperatura de los gases aumenta a medida que el flujo de queroseno aumenta.

La Figura 5.7(b) presenta la temperatura de las partículas al utilizar hidrógeno como combustible. Se observa que, al interior de la pistola, la temperatura de la partícula aumenta cuando el flujo de hidrógeno aumenta entre AH5 y AH4, pero, posteriormente,

esta temperatura se reduce al seguir aumentando el flujo de hidrógeno desde AH3 hasta AH1. Este efecto inicial se mantiene hasta una distancia de 170 (mm) desde la salida de la pistola, donde la temperatura de la partícula aumenta entre AH5 y AH3. A una distancia de 234 (mm) los perfiles presentan otro cambio, ya que la temperatura de la partícula aumenta entre AH5 y AH2 y, por último, a una distancia de 256 (mm) la temperatura de la partícula incrementa desde AH5 hasta AH1. Este efecto se produce debido al exceso de combustible que comienza a existir a medida que incrementa el flujo de combustible, ya que en un comienzo actúa como gas enfriador, pero luego cuando reacciona produce que la temperatura incremente levemente y la distancia de enfriamiento también lo haga, lo que causa que en la parte final del dominio exterior las mezclas ricas en combustible presenten mayor temperatura.

En tanto, la Figura 5.8 presenta la evolución de la temperatura de la partícula al utilizar propileno como combustible. En relación con el comportamiento que tienen los perfiles se puede comentar al respecto que presenta una tendencia parecida a la presentada en la Figura 5.7(b), ya que desde el ingreso de la partícula hasta 141 (mm) la temperatura de la partícula incrementa entre AP5 y AP4 y luego disminuye hasta llegar a la condición AP1. A partir de ahí la temperatura de la partícula incrementa entre AP5 y AP3, luego a una distancia de 159 (mm) la temperatura de la partícula incrementa entre AP5 y AP2 y finalmente a una distancia de 188 (mm) la temperatura de la partícula incrementa entre AP5 y AP1 hasta el final del dominio. Este comportamiento se debe al exceso de propileno que reacciona con el oxígeno del ambiente.

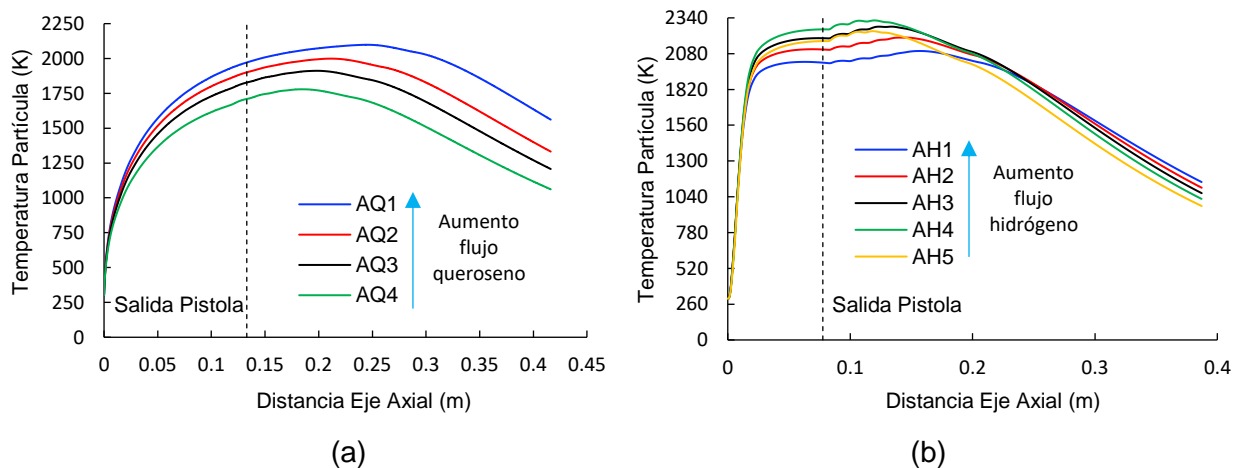
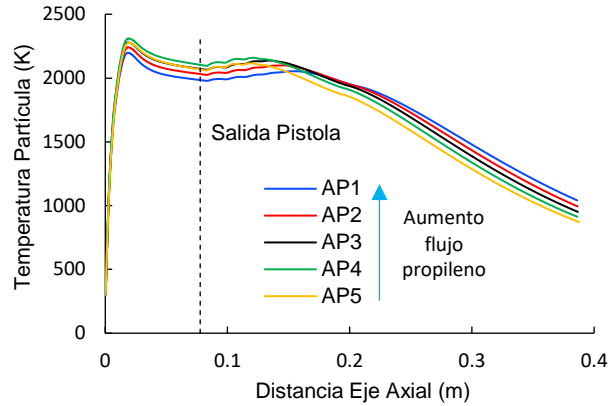


Figura 5.7. Efecto del flujo de combustible en la temperatura de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno.



(c)

Figura 5.8. Continuación de la Figura 5.7. Efecto del flujo de combustible en la temperatura de partícula: (c) propileno.

5.1.5. Velocidad de Partícula

La Figura 5.9 presenta el efecto del aumento del flujo de combustible en la velocidad de las partículas. Para todos los casos es posible observar que a medida que el flujo de combustible aumenta la velocidad de las partículas también lo hace. Además, es posible decir que, en la combustión del queroseno, la velocidad de las partículas es mucho mayor que en la combustión del hidrógeno y del propileno. Esto se debe principalmente a las diferencias generadas en la presión máxima alcanzada en la cámara de combustión, ya que los valores de presión en la combustión del queroseno son mayores a los obtenidos en la combustión del hidrógeno y del propileno, sin embargo, también juega un papel la geometría de la pistola, ya que las partículas en el caso de la combustión del queroseno ingresan al barril y tienen una distancia de 111.1 (mm) para ganar velocidad, mientras que en la combustión del hidrógeno y propileno la distancia que recorren las partículas es de 77.95 (mm) (largo total de la pistola). También es posible comentar al respecto que los perfiles de velocidad de las partículas en todos los casos responden a los respectivos perfiles de velocidad de los gases.

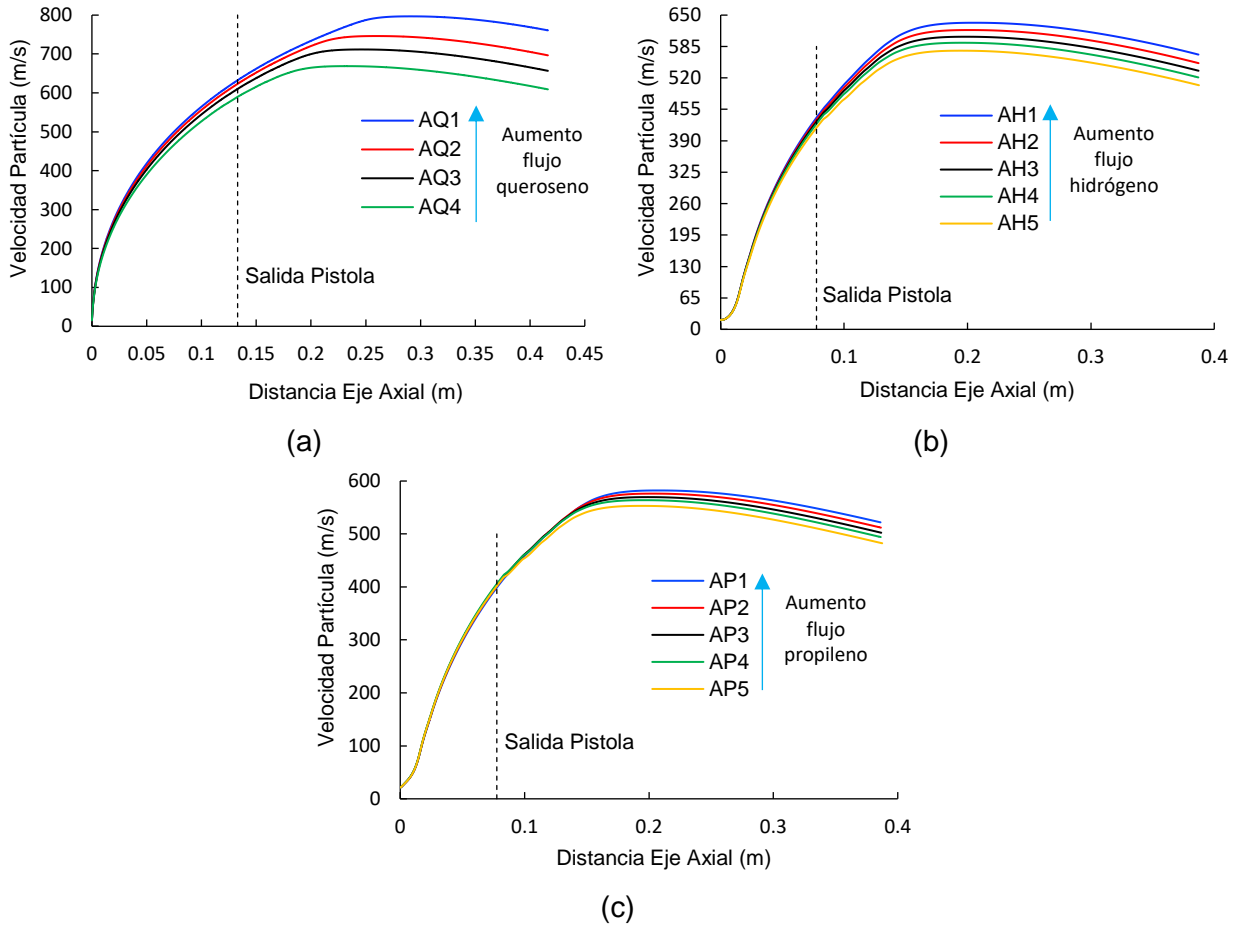


Figura 5.9. Efecto del flujo de combustible en la velocidad de las partículas: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.2. Efecto del Flujo de Oxígeno

A continuación, se presentará el efecto del flujo de oxígeno en la presión, temperatura y velocidad de los gases como también su efecto sobre la temperatura y velocidad de las partículas.

5.2.1. Presión de Gases de Combustión

La Figura 5.10 presenta el efecto del flujo de oxígeno en la presión de los gases de combustión para cada uno de los combustibles utilizados. La Figura 5.10(a) muestra el efecto del aumento del flujo de oxígeno en la combustión del queroseno en parte del barril y a la salida de la pistola. El aumento del flujo de oxígeno se da desde la condición BQ1

hasta BQ4 (ver Tabla 4.2). En relación con los resultados, es posible decir que al interior de la cámara de combustión la presión máxima de los gases aumenta desde 693510 hasta 795474 (Pa), lo que se refleja directamente en el barril, ya que la tendencia se mantiene igual, lo que se puede observar entre 0.21 (m) y la salida de la pistola. En relación con el comportamiento en el exterior de la pistola se observa que entre BQ1 y BQ3 la presión al interior del barril está por debajo de la presión atmosférica (llama sobre expandida), por lo que es posible observar a la salida de la pistola ese salto en la presión que se da en la primera onda de choque formada. Ahora bien, la amplitud de dicha onda de choque disminuye a medida que la presión de los gases aumenta, por lo que en la condición BQ3 dicha amplitud es menor debido a que los valores son más cercanos a la presión atmosférica. Por otra parte, para la condición BQ4 es posible observar que los valores de presión al interior del barril están por sobre la presión atmosférica, lo que significa que la llama es sub expandida, por lo que para estabilizarse hasta el valor de la presión atmosférica la presión debe disminuir, lo que justifica esa caída de presión justo a la salida de la pistola.

Respecto a la Figura 5.10(b) y a la Figura 5.10(c) se observa que los perfiles de presión de los gases a la salida de la pistola presentan el mismo comportamiento. El aumento del flujo de oxígeno en la combustión del hidrógeno se da desde BH1 hasta BH5 (ver Tabla 4.5), mientras que para la combustión del propileno es desde BP1 hasta BP5 (ver Tabla 4.8). La diferencia entre ambas figuras radica en los valores de presión alcanzados al interior de la cámara de combustión, ya que el aumento del flujo de oxígeno para la combustión del hidrógeno produce que la presión incremente desde 470369 hasta 552128 (Pa), mientras que en la combustión del propileno la presión incrementa desde 508367 hasta 605698 (Pa) a medida que el flujo de oxígeno incrementa. También, es posible observar en ambos casos que a medida que incrementa la presión al interior de la pistola la amplitud de todas las ondas de choque formadas incrementa y además se desplazan hacia mayores distancias provocando que la estabilización hasta la presión atmosférica tarde un mayor tiempo.

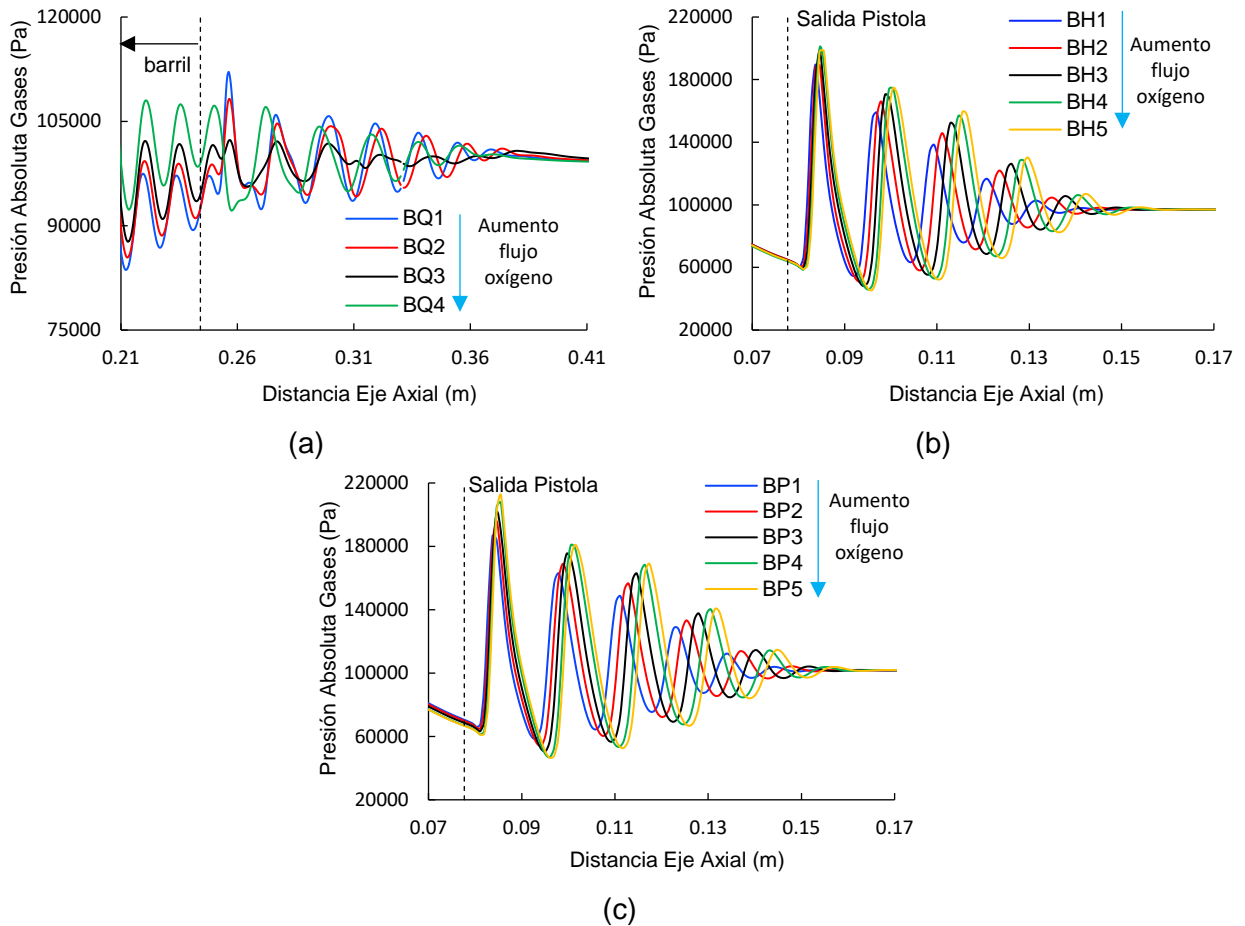


Figura 5.10. Efecto del flujo de oxígeno en la presión de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.2.2. Temperatura de Gases de Combustión

La Figura 5.11 presenta el efecto del aumento del flujo de oxígeno en la temperatura de los gases para los tres tipos de combustibles. En la Figura 5.11(a) se puede observar que al interior de la cámara de combustión la temperatura de los gases incrementa entre BQ1 y BQ2, luego la temperatura de los gases comienza a disminuir hasta la condición BQ4 debido a que el exceso de oxígeno comienza a actuar como gas enfriador, ya que utiliza parte de la energía generada por la combustión para elevar su temperatura. Al interior del barril el comportamiento es levemente diferente, ya que es posible observar que a medida que incrementa el flujo de oxígeno la temperatura de los gases comienza a disminuir, mientras que a la salida de la pistola es posible observar que entre BQ1 y BQ3 no hay diferencias significativas en la temperatura de los gases, lo que se debe al aumento del flujo másico total para llamas que se encuentran en una condición sobre expandida,

aunque casi al final del dominio los perfiles tienden a converger. En tanto, en la condición BQ4 se observa que las temperaturas son menores a las temperaturas alcanzadas en las condiciones BQ1 – BQ3 lo que se debe al exceso de oxígeno. Esto último queda de manifiesto observando la evolución de la fracción másica de oxígeno presentada en la Figura 5.5(a), donde es posible notar que a la salida de la pistola y durante una cierta distancia la fracción másica de oxígeno está por sobre la fracción másica de oxígeno en el dominio exterior (0.23).

En relación con la Figura 5.11(b) el aumento del flujo de oxígeno entre BH1 y BH4 causa que la temperatura de los gases aumente al interior de la pistola, mientras que en la condición BH5 la temperatura de los gases disminuye en la misma zona debido a que comienza a dominar el efecto del exceso de oxígeno, actuando como gas enfriador y absorbiendo parte de la energía producida en la combustión. Este mismo comportamiento se observa en la zona de formación de las ondas de choque a la salida de la pistola, mientras que en la zona adyacente se observa que el aumento del flujo de oxígeno entre BH1 y BH5 produce que la temperatura de los gases disminuya. A diferencia de los perfiles asociados al efecto del flujo de hidrógeno, en este caso los perfiles no presentan grandes diferencias, ya que hacia el final del dominio los perfiles tienden a converger.

Un caso similar se presenta para el incremento del flujo de oxígeno en la combustión del propileno (Figura 5.11(c)), ya que el incremento del flujo de oxígeno entre BP1 y BP4 produce que la temperatura de los gases aumente al interior de la pistola, en tanto, para BP5 la temperatura de los gases disminuye, aunque el rango de temperatura en donde ocurre esta situación es más estrecho. A la salida de la pistola, en la zona de formación de las ondas de choque se mantiene la tendencia, ya que entre BP1 y BP4 la temperatura incrementa para luego disminuir en el caso BP5. Finalmente, en la zona adyacente a la formación de las ondas de choque los perfiles de temperatura de los gases van disminuyendo a medida que el flujo de oxígeno incrementa, sin embargo, estos se logran diferenciar mucho más en comparación a los presentados en la Figura 5.11(b). En este caso también es posible observar que hacia el final del dominio exterior los perfiles convergen.

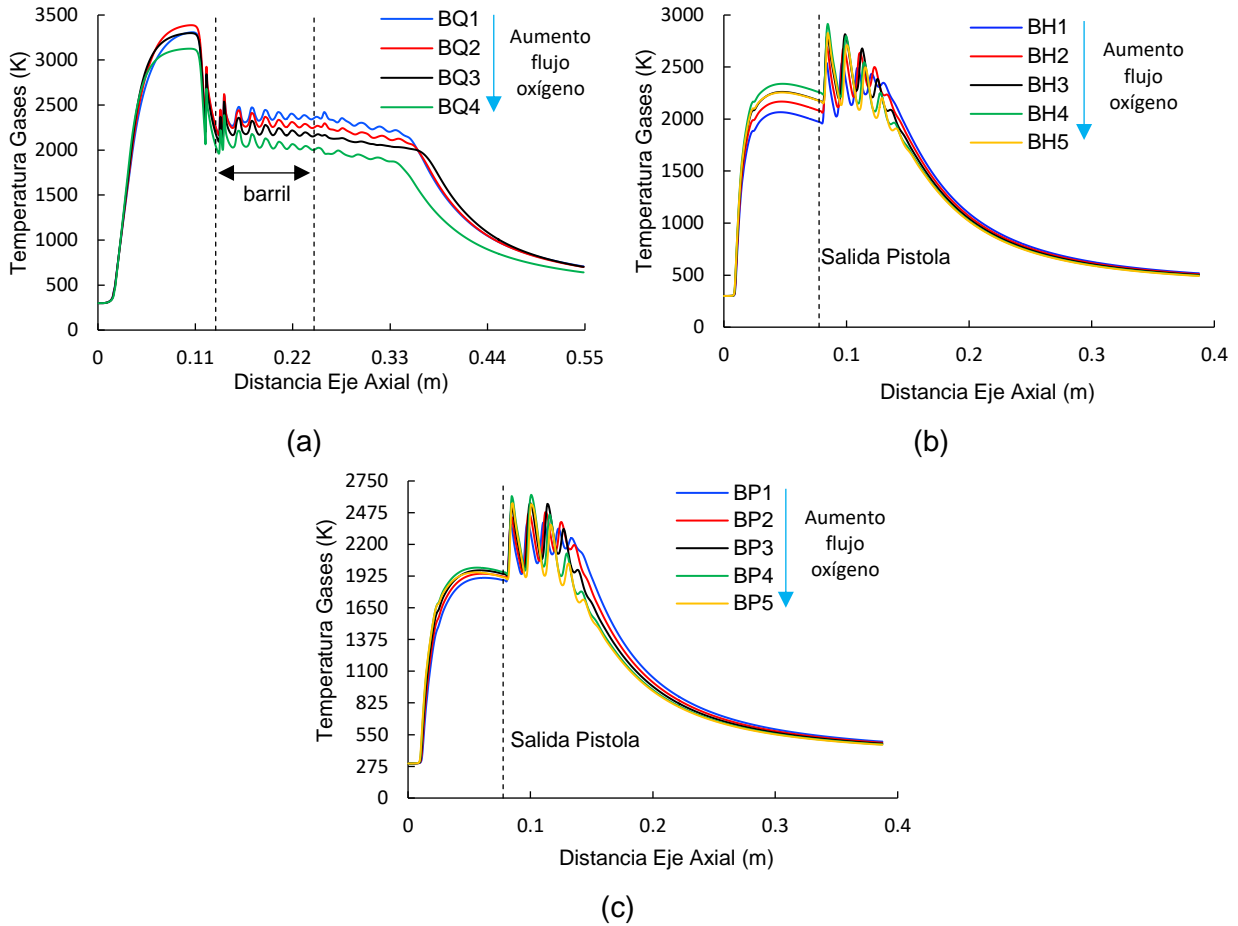


Figura 5.11. Efecto del flujo de oxígeno en la temperatura de gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.2.3. Velocidad de Gases de Combustión

La Figura 5.12 muestra el efecto del aumento del flujo de oxígeno en la velocidad de los gases. En la Figura 5.12(a) es posible observar que en el barril la velocidad de los gases disminuye a medida que el flujo de oxígeno aumenta desde BQ1 hasta BQ4. Este comportamiento responde directamente a la evolución de la presión de los gases al interior de la pistola. Observando la Figura 5.10(a) es posible advertir que en la condición BQ1 la presión de los gases al interior del barril alcanza los menores valores, lo que justifica las mayores velocidades en la misma zona, mientras que para la condición BQ4, la cual presenta los mayores valores de presión por parte de los gases se observa en la Figura 5.12(a) que las velocidades alcanzadas son las menores. Ahora bien, en la condición BQ3 es posible notar que a pesar que la velocidad de los gases es menor que las condiciones BQ1 y BQ2, tanto al interior de la pistola como hasta una distancia de

aproximadamente 0.35 (m), luego presenta mayores valores de velocidad. Esto se debe a que la presión al interior de la pistola es muy cercana a la presión atmosférica a causa del aumento del flujo másico total, permitiendo que los gases viajen una mayor distancia sin tener grandes fluctuaciones respecto a los valores de velocidad. Sin embargo, en la condición BQ4 la velocidad de los gases disminuye a la salida de la pistola por debajo de todas las demás condiciones. Esto es causado por el aumento considerable de la fracción másica de oxígeno justo a la salida de la pistola (Figura 5.5(a)). Esta mayor cantidad de oxígeno absorbe parte de la energía cinética de los gases afectando al perfil.

Respecto a la Figura 5.12(b) se observa que los perfiles de velocidad de los gases no presentan diferencias a medida que incrementa el flujo de oxígeno desde BH1 hasta BH5 y, por lo tanto, la velocidad no cambia al variar el flujo de oxígeno. Sin embargo, en la zona de formación de las ondas de choque a la salida de la pistola se observa que a medida que incrementa el flujo de oxígeno el perfil de velocidad se desplaza levemente hacia la derecha. Esto tiene como consecuencia que la distancia a la cual comienza a disminuir la velocidad de los gases se desplace también levemente hacia mayores distancias. En relación con el efecto del aumento del flujo de oxígeno en la combustión del propileno se observa en la Figura 5.12(c) que al interior de la pistola a medida que incrementa el flujo de oxígeno entre BP1 y BP5 la velocidad de los gases también incrementa. Esta tendencia se mantiene en la zona de formación de las ondas de choque a la salida de la pistola, pero una vez en la zona de disminución de la velocidad de los gases los perfiles convergen no pudiéndose observar claras diferencias.

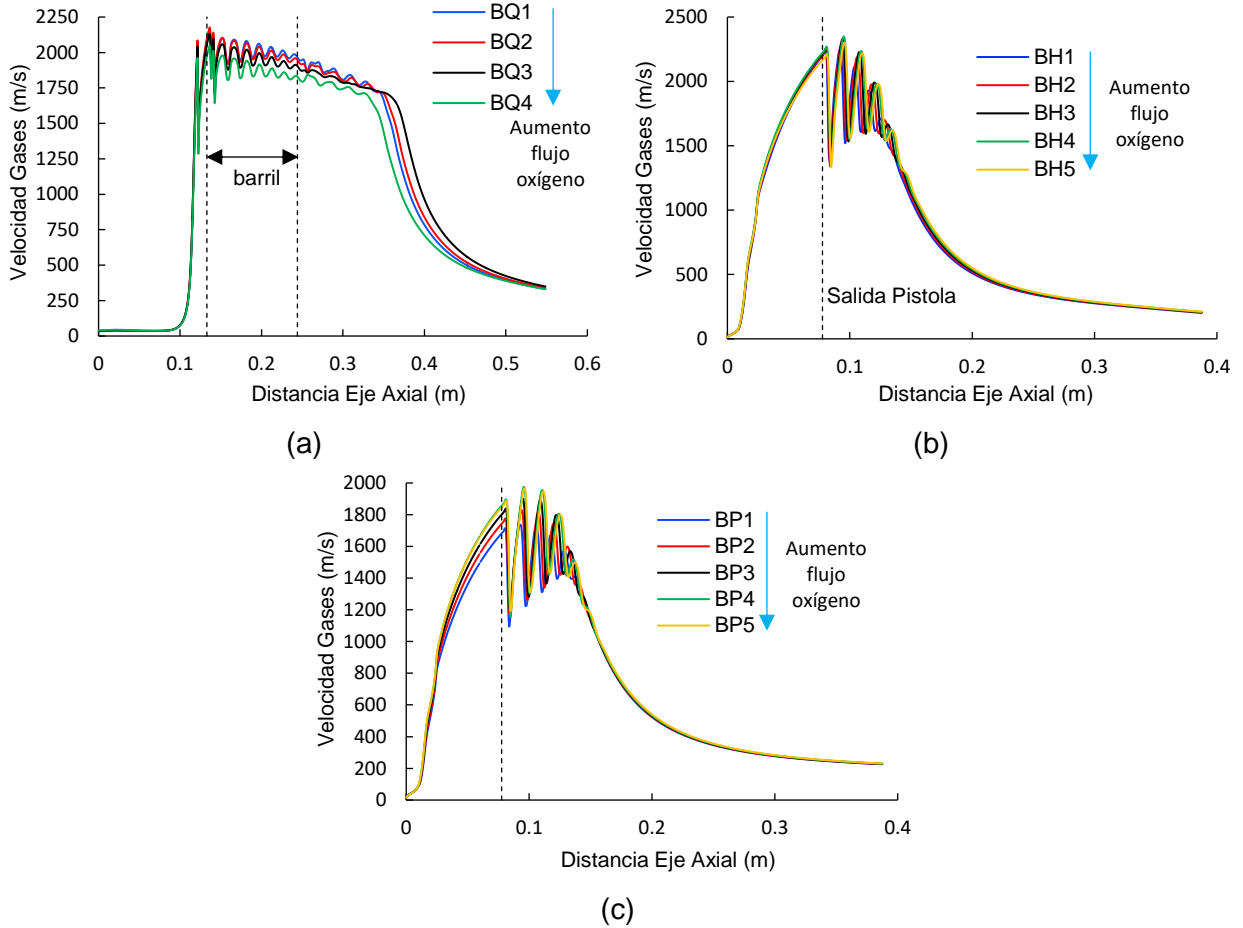


Figura 5.12. Efecto del flujo de oxígeno en la velocidad de gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.2.4. Temperatura de Partícula

La Figura 5.13 presenta el efecto del aumento del flujo de oxígeno en la temperatura de las partículas para los tres combustibles utilizados. A partir de la Figura 5.13(a) se observa que la temperatura de la partícula disminuye a medida que el flujo de oxígeno incrementa. Estos perfiles responden a los respectivos perfiles de temperatura de los gases, ya que como se presenta en la Figura 5.11(a), en la zona del barril a medida que el flujo de oxígeno incrementa, la temperatura de los gases disminuye. En los perfiles de temperatura de la partícula también se puede observar que casi al final del dominio los perfiles de temperatura de la partícula para los casos entre BQ1 y BQ3 comienzan a converger, lo cual también ocurre en los respectivos perfiles de los gases. En tanto que para el perfil de temperatura de partícula para el caso BQ4 se observa que se separa

completamente del resto, lo que ocurre también en su respectivo perfil de temperatura del gas.

En la Figura 5.13(b) se observa que el aumento del flujo de oxígeno entre BH1 y BH4 en la combustión del hidrógeno produce que la temperatura de las partículas incremente, mientras que para la condición BH5 la temperatura de la partícula disminuye, lo que se debe a que el exceso de oxígeno comienza a actuar como gas enfriador. Esta tendencia se mantiene tanto al interior de la pistola como en el dominio exterior donde al final de este los perfiles de temperatura de las partículas comienzan a converger al igual que los respectivos perfiles de temperatura de los gases.

En tanto, en la Figura 5.14 se presenta el efecto del flujo de oxígeno sobre la temperatura de las partículas en la combustión del propileno. Se puede observar una tendencia similar al comportamiento de las partículas en la combustión del hidrógeno, ya que entre BP1 y BP4 la temperatura de la partícula incrementa, mientras que para el caso BP5 la temperatura disminuye. Sin embargo, a una distancia de 150 (mm) hay un cambio en los perfiles, ya que se comienzan a superponerse unos con otros como ocurre con los dos combustibles previamente mencionados, pero, es posible observar que los perfiles de temperatura entre BP1 y BP3 convergen, mientras que para BP4 y BP5 los perfiles de temperatura se logran diferenciar levemente situándose por debajo de los demás debido a que corresponden a mezclas ricas en oxígeno.

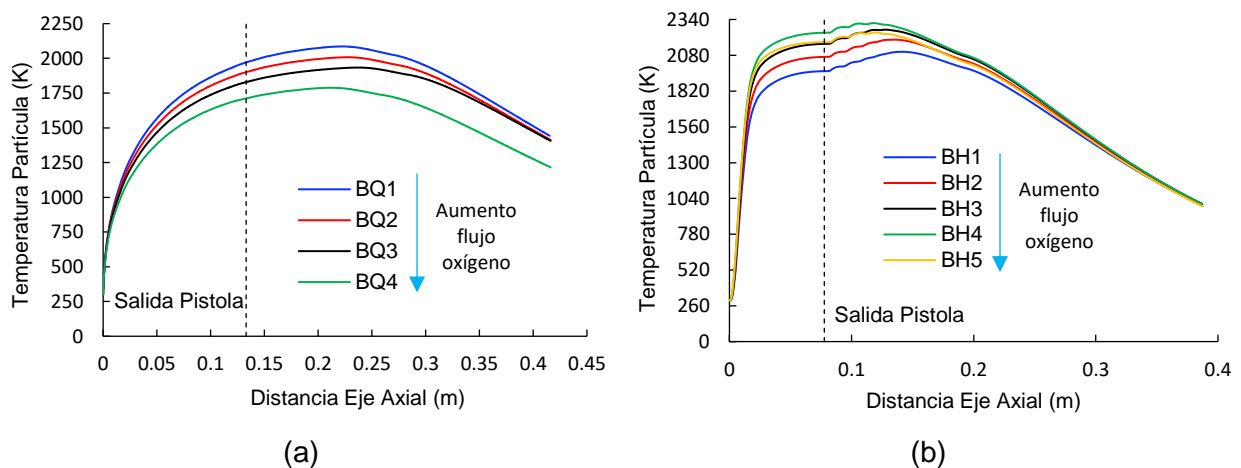
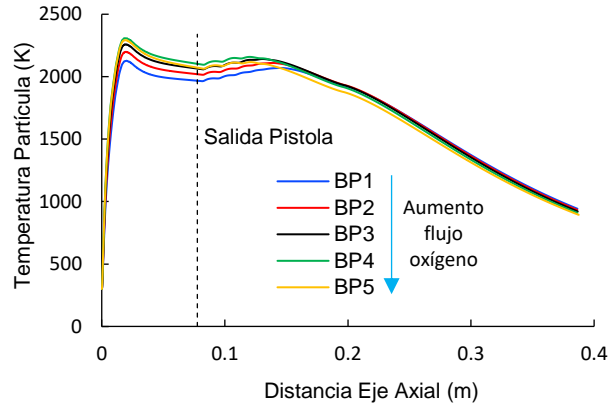


Figura 5.13. Efecto del flujo de oxígeno en la temperatura de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno



(c)

Figura 5.14. Continuación de la Figura 5.13. Efecto del flujo de oxígeno en la temperatura de partícula: (c) propileno.

5.2.5. Velocidad de Partícula

En la Figura 5.15 se presenta el efecto del aumento del flujo de oxígeno en la velocidad de las partículas para los tres combustibles utilizados. En los tres casos se puede observar que los perfiles de velocidad de las partículas presentan un incremento en la velocidad, sin embargo, cuando la mezcla utilizada es rica en oxígeno la velocidad de las partículas se ve afectada por la combustión del queroseno. En la Figura 5.15(a) el flujo de oxígeno incrementa desde BQ1 a BQ4 y se puede observar que los perfiles se comienzan a diferenciar una vez que las partículas han salido de la pistola. Además, entre BQ1 y BQ3 la velocidad de las partículas incrementa, mientras que para BQ4, que corresponde a una mezcla notoriamente rica en oxígeno la velocidad de la partícula disminuye por debajo de la condición BQ1. Por lo tanto, se puede decir en este caso que la presión máxima alcanzada al interior de la cámara de combustión va a aumentar la velocidad de la partícula siempre y cuando el flujo de oxígeno no aumente la presión de los gases por encima del valor atmosférico, ya que producirá que la velocidad de las partículas disminuya.

Un caso diferente ocurre para la combustión del hidrógeno y del propileno, ya que se puede observar en la Figura 5.15(b) y Figura 5.15(c) que a medida que el flujo de oxígeno incrementa la velocidad de la partícula también lo hace. En este caso la presión máxima

alcanzada al interior de la cámara de combustión es proporcional a la velocidad que adquieren las partículas a la salida de la pistola.

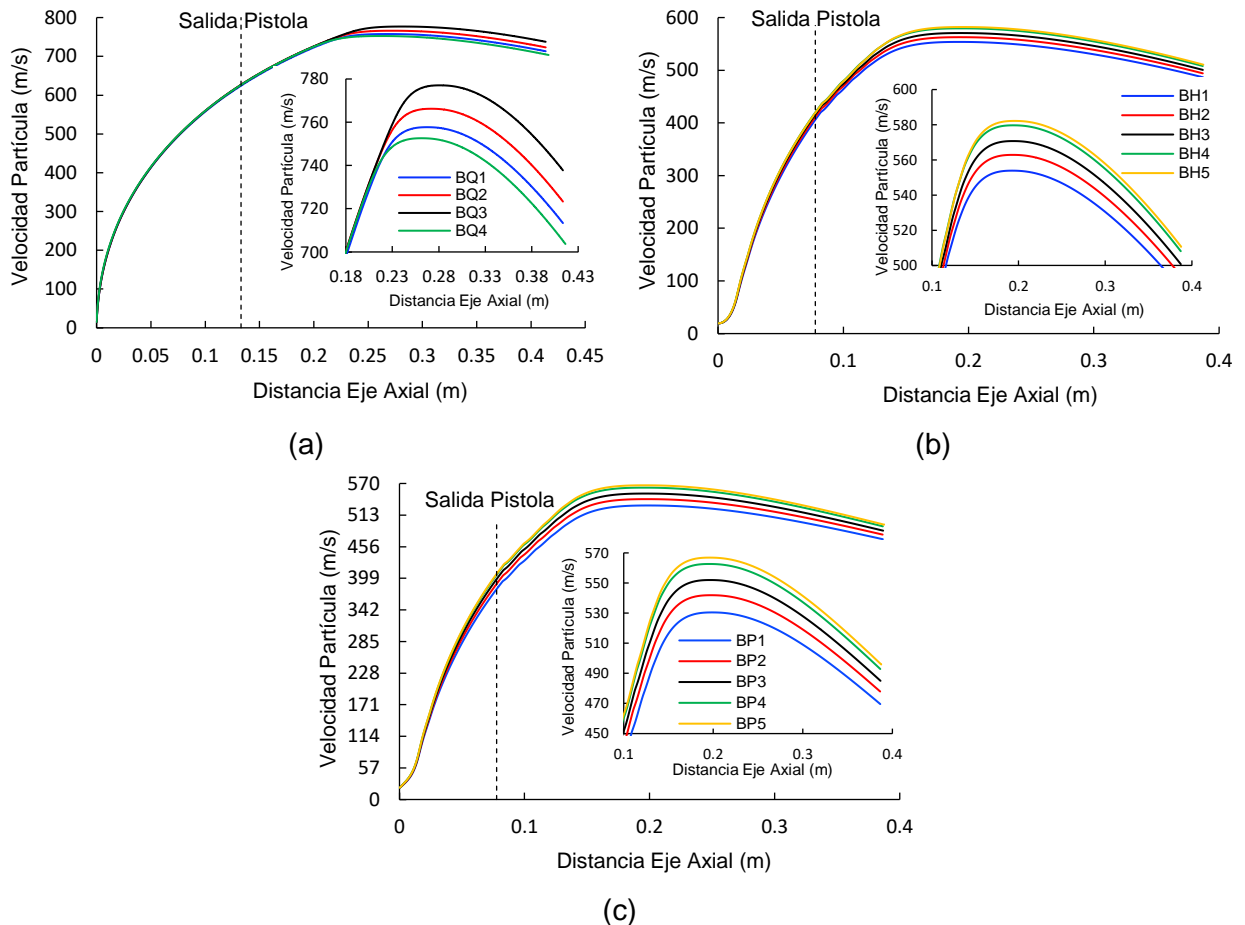


Figura 5.15. Efecto del flujo de oxígeno en la velocidad de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.3. Efecto del Flujo Másico Total (Razón Estequiométrica Constante)

A continuación, se presentará el efecto del flujo másico total en la presión, temperatura y velocidad de los gases como también su efecto sobre la temperatura y velocidad de las partículas.

5.3.1. Presión de Gases de Combustión

La Figura 5.16 presenta el efecto del flujo másico total en la presión de los gases a la salida de la pistola. En la Figura 5.16(a) se muestra el efecto que tiene el aumento del

flujo másico total para una razón estequiométrica constante de 0.95. El incremento del flujo másico total, el cual se produce desde CQ1 hasta CQ4 causa que la presión máxima al interior de la cámara de combustión aumente desde 661149 hasta 781810 (Pa). Esta misma tendencia se observa al interior del barril, ya que a medida que aumenta el flujo másico total los perfiles de presión se desplazan hacia mayores valores. Esto se puede observar claramente entre 0.21 (m) y la salida de la pistola. En tanto, a la salida de la pistola se observa que el comportamiento es un tanto diferente, ya que entre CQ1 y CQ3 la presión de los gases al interior del barril se mantiene por debajo de la presión atmosférica, por lo que la primera onda de choque que se forma corresponde a un salto de aumento de presión con el objetivo de alcanzar el equilibrio mecánico. Ahora bien, a medida que incrementa la presión hasta la condición CQ3 el valor de la presión al interior del barril se acerca al valor de la presión atmosférica, por lo que la amplitud de la primera onda de choque disminuye. Por otra parte, cuando el flujo másico total aumenta hasta la condición CQ4, la presión de los gases tanto al interior de la cámara de combustión como al interior del barril aumenta, aunque este incremento en el barril está por sobre la presión atmosférica, por lo que para acercarse al equilibrio la presión debe disminuir, y es por eso que se observa una caída en la presión a la salida de la pistola, mientras que las ondas de choque restantes son para alcanzar el equilibrio con el valor de la presión atmosférica.

Respecto a la combustión del hidrógeno y del propileno, las cuales se muestran en la Figura 5.16(b) y Figura 5.16(c) respectivamente se puede observar que presentan un comportamiento prácticamente similar. En la combustión del hidrógeno el flujo másico total incrementa desde la condición CH1 hasta CH5 con una razón estequiométrica constante de 0.939. Para este caso, la presión máxima al interior de la cámara de combustión aumenta desde 506586 hasta 586263 (Pa), mientras que en la combustión del propileno el incremento del flujo másico total de gases se da desde CP1 hasta CP5 con una razón estequiométrica constante de 0.7. En esta situación el incremento de la presión máxima de los gases es desde 534344 hasta 607961 (Pa). En ambos casos se puede observar que a la salida de la pistola la onda de choque formada presenta un salto

hacia valores de presión más elevados, lo que se debe a que al interior de la pistola la presión de los gases se encuentra por debajo del valor de la presión atmosférica. También es posible observar que a medida que incrementa el flujo másico total la amplitud de las dos primeras ondas de choque disminuye, sin embargo, para las ondas de choque restantes esta diferencia se va haciendo menos evidente, aunque comienza a hacerse más notorio el desplazamiento de las ondas de choque hacia la derecha, produciendo que la estabilización hasta la presión atmosférica se alcance a una mayor distancia producto del aumento del flujo másico total.

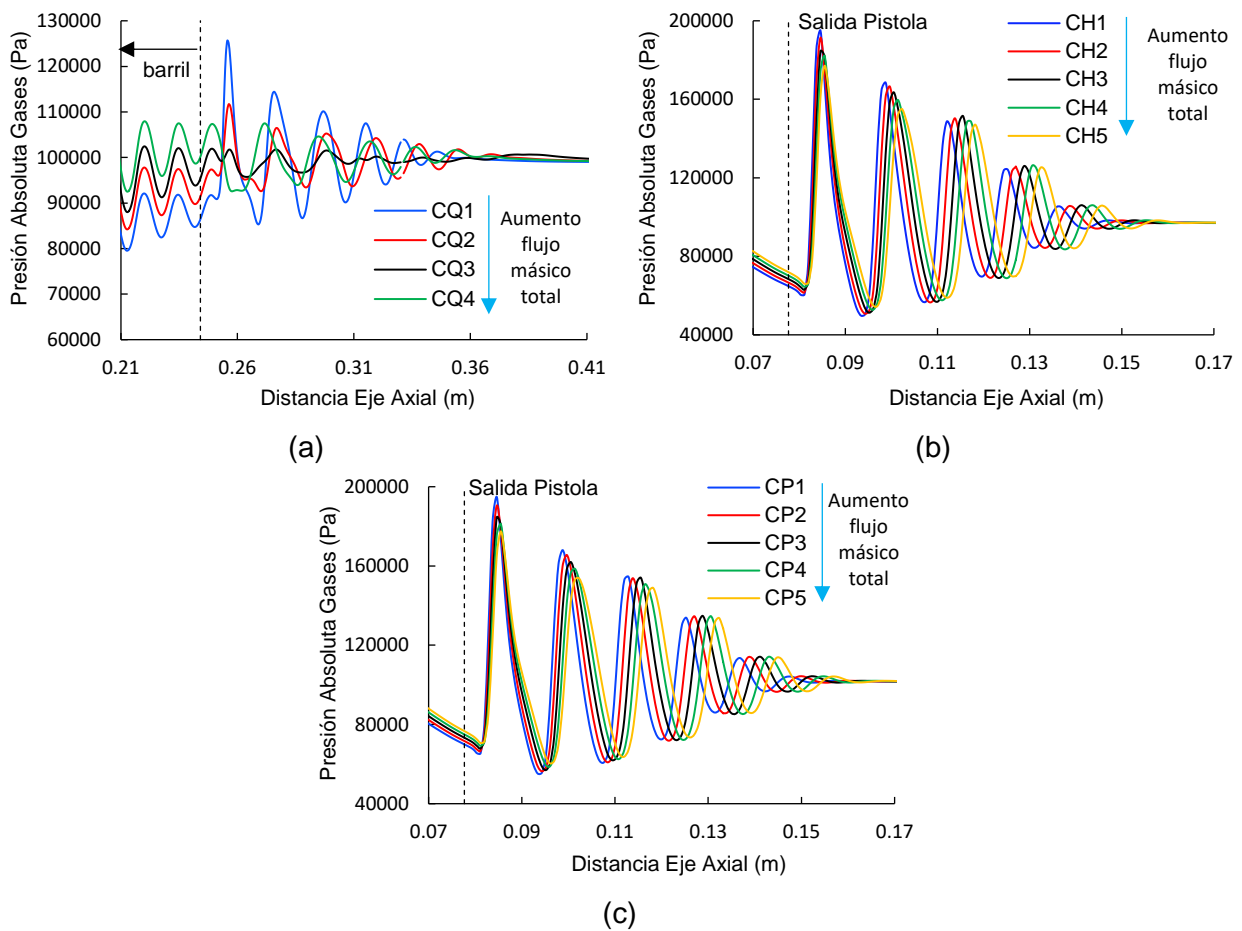


Figura 5.16. Efecto del flujo másico total en la presión de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.3.2. Temperatura de Gases de Combustión

La Figura 5.17 presenta el efecto del flujo másico total en la temperatura de los gases para los tres combustibles utilizados. En los tres casos es posible observar que al interior de la pistola no se presentan diferencias en la temperatura, lo que se debe a que en todo momento la razón estequiométrica se mantiene constante. En la Figura 5.17(a) es posible observar que las diferencias en los perfiles de temperatura de los gases ocurren a la salida de la pistola. A partir de los perfiles se puede comentar que el aumento del flujo másico total entre CQ1 y CQ3 desplaza el perfil hacia mayores temperaturas, sin embargo, es posible notar que el aumento del flujo másico total hasta la condición CQ4 causa que el perfil de temperatura se sitúe por debajo de la condición CQ2 y por encima de CQ1. Este comportamiento se puede entender en base a la evolución de la fracción másica de oxígeno (Figura 5.19(a)). En dicha imagen se observa que al interior de la pistola los perfiles son idénticos, sin embargo, a la salida es posible notar que a medida que aumenta el flujo másico total entre CQ1 y CQ3, la fracción másica de oxígeno disminuye, lo que produce que la temperatura de los gases aumente. Ahora bien, cuando el flujo másico total incrementa hasta la condición CQ4 el oxígeno comienza a tener un papel más importante, ya que se observa que la fracción másica incrementa, lo que significa una mayor cantidad de oxígeno, el cual absorbe parte de la energía de los gases disminuyendo la temperatura.

En la Figura 5.17(b) y Figura 5.17(c) se observa que los perfiles de temperatura de los gases presentan la misma tendencia, ya que, a la salida de la pistola, en la zona de formación de las ondas de choque es posible notar que a medida que incrementa el flujo másico total la temperatura de los gases disminuye. Además, en ambos casos es posible observar en la zona adyacente a las ondas de choque que a medida que el flujo másico total aumenta la temperatura de los gases incrementa levemente, aunque suficiente para que los perfiles se logren diferenciar. Para entender el comportamiento es necesario apoyarse en la evolución de la fracción másica del combustible y del oxígeno. En ambos casos es posible observar en la Figura 5.18 que, a medida que incrementa el flujo másico total tanto en la combustión del hidrógeno como del propileno, el perfil de la fracción másica de combustible se desplaza levemente hacia mayores distancias. Este mismo

efecto ocurre en la Figura 5.19 para la fracción másica de oxígeno de ambos combustibles. Debido a esto es que los perfiles de temperatura pueden ir alcanzando mayores temperaturas.

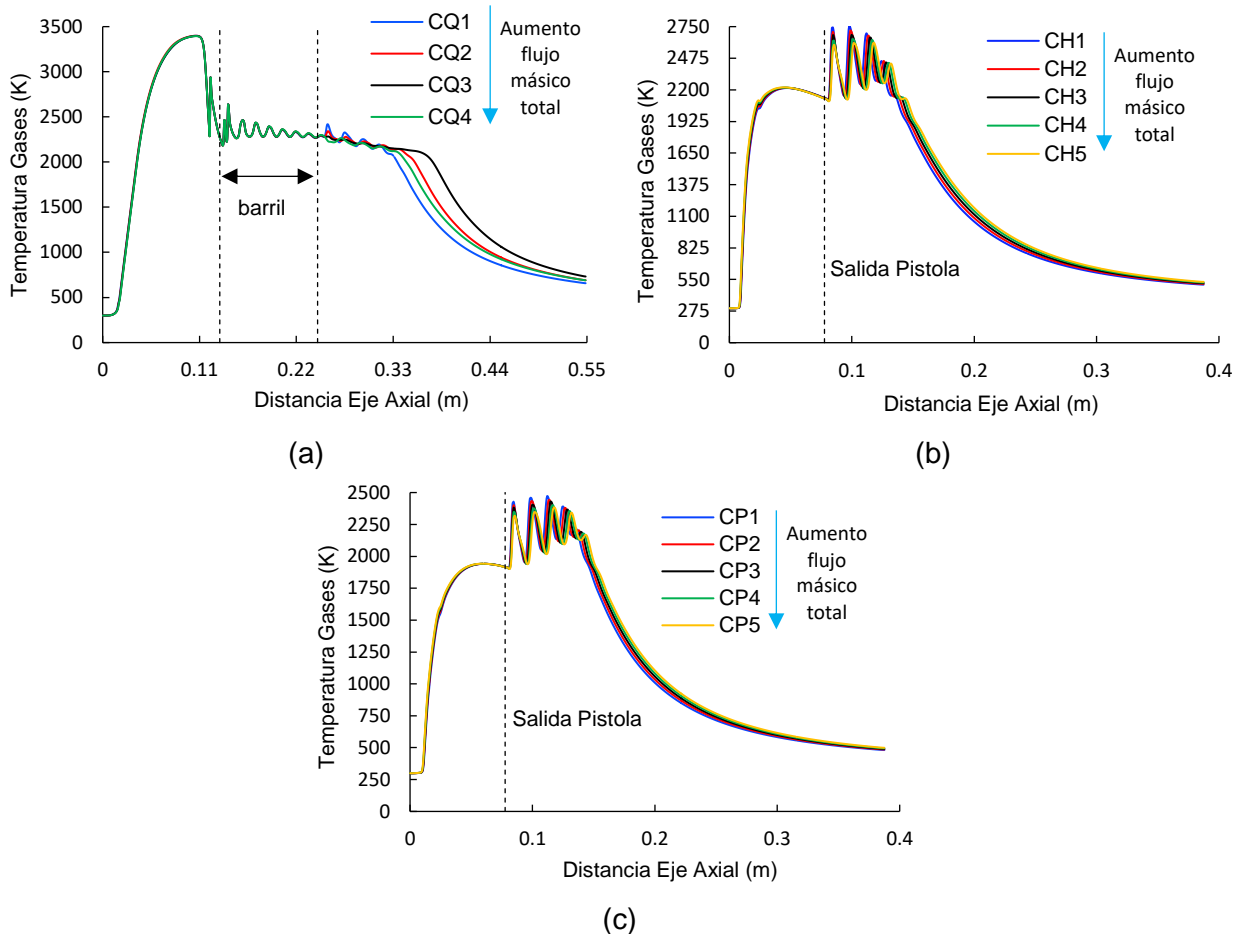


Figura 5.17. Efecto del flujo másico total en la temperatura de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

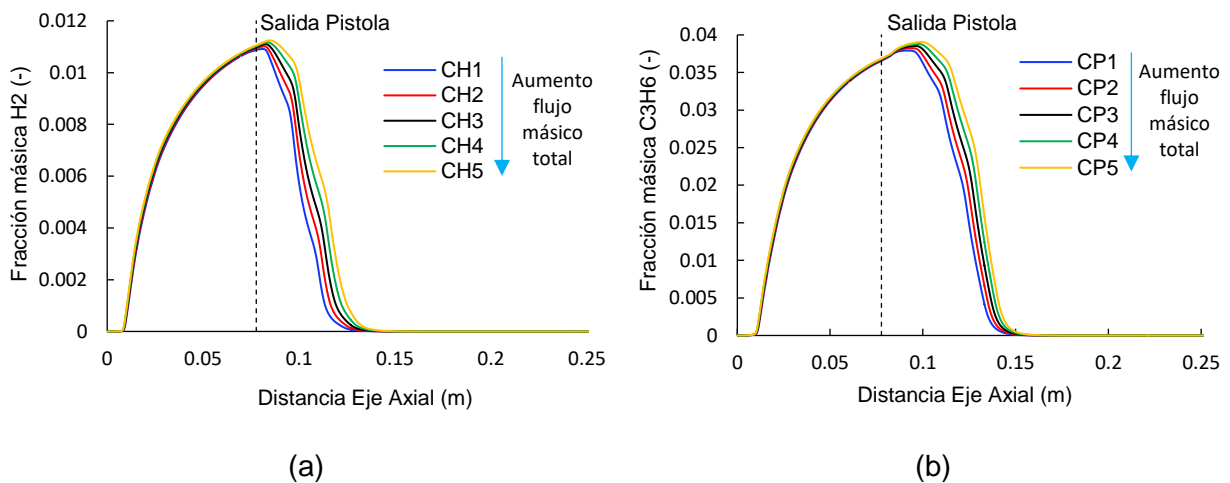


Figura 5.18. Evolución de la fracción másica de combustible para el aumento del flujo másico: (a) hidrógeno; (b) propileno.

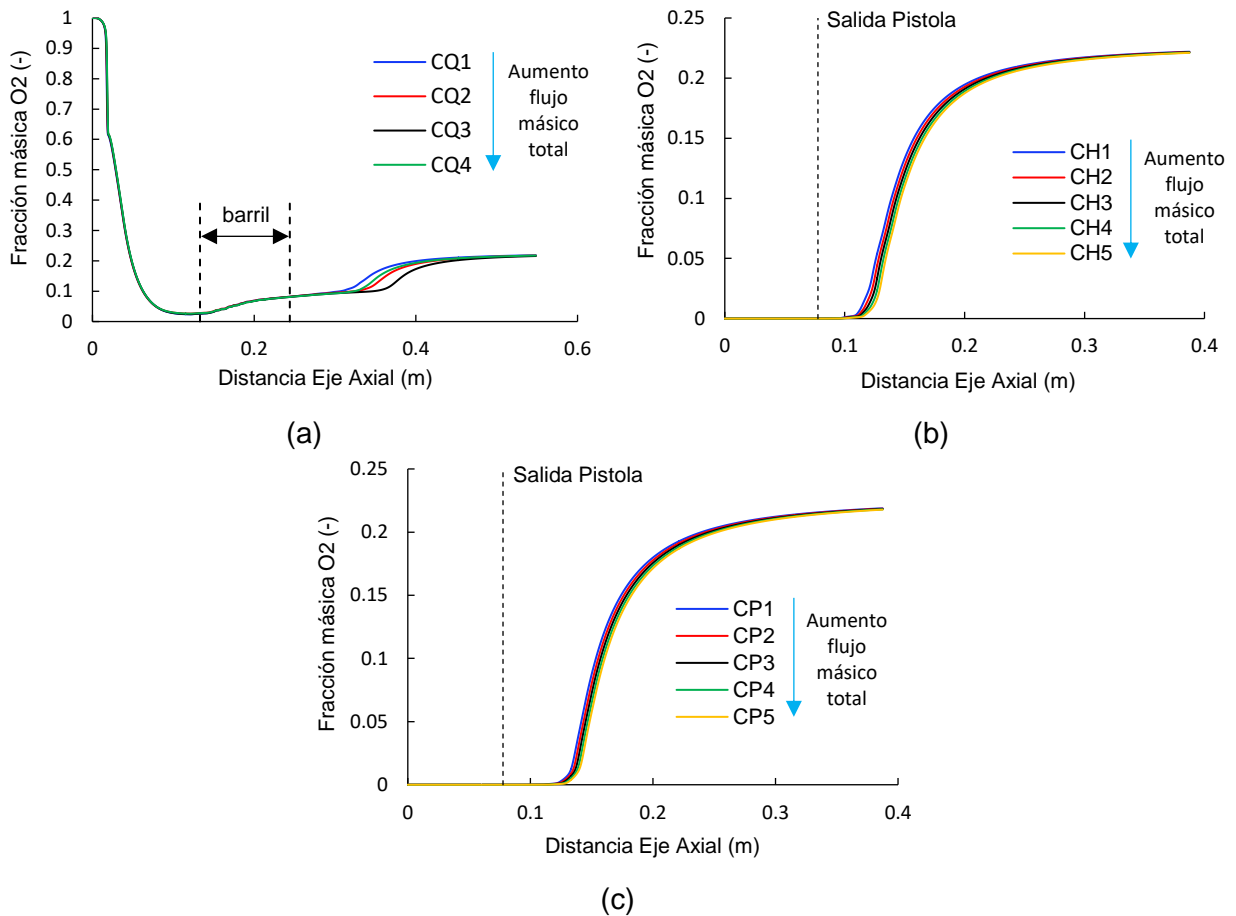


Figura 5.19. Evolución de la fracción másica de oxígeno para el aumento del flujo másico: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.3.3. Velocidad de Gases de Combustión

La Figura 5.20 presenta el efecto del flujo másico total en la velocidad de los gases. En todos los casos se puede observar que el comportamiento de la velocidad de los gases sigue la misma tendencia que siguen la temperatura de los gases, ya que en la Figura 5.20(a) se observa que la velocidad incrementa entre CQ1 y CQ3 para luego disminuir en la condición CQ4. La explicación de este comportamiento recae en el mismo argumento que el cambio de los perfiles de temperatura de los gases.

En tanto para la Figura 5.20(b) y la Figura 5.20(c) correspondiente a la combustión del hidrógeno y del propileno respectivamente, se observa que a medida que incrementa el flujo másico total la velocidad de los gases incrementa a la salida de la pistola y se

mantiene así hasta el final del dominio. Este comportamiento tiene como justificación también el mismo argumento entregado en la sección anterior para los respectivos perfiles de temperatura de los gases.

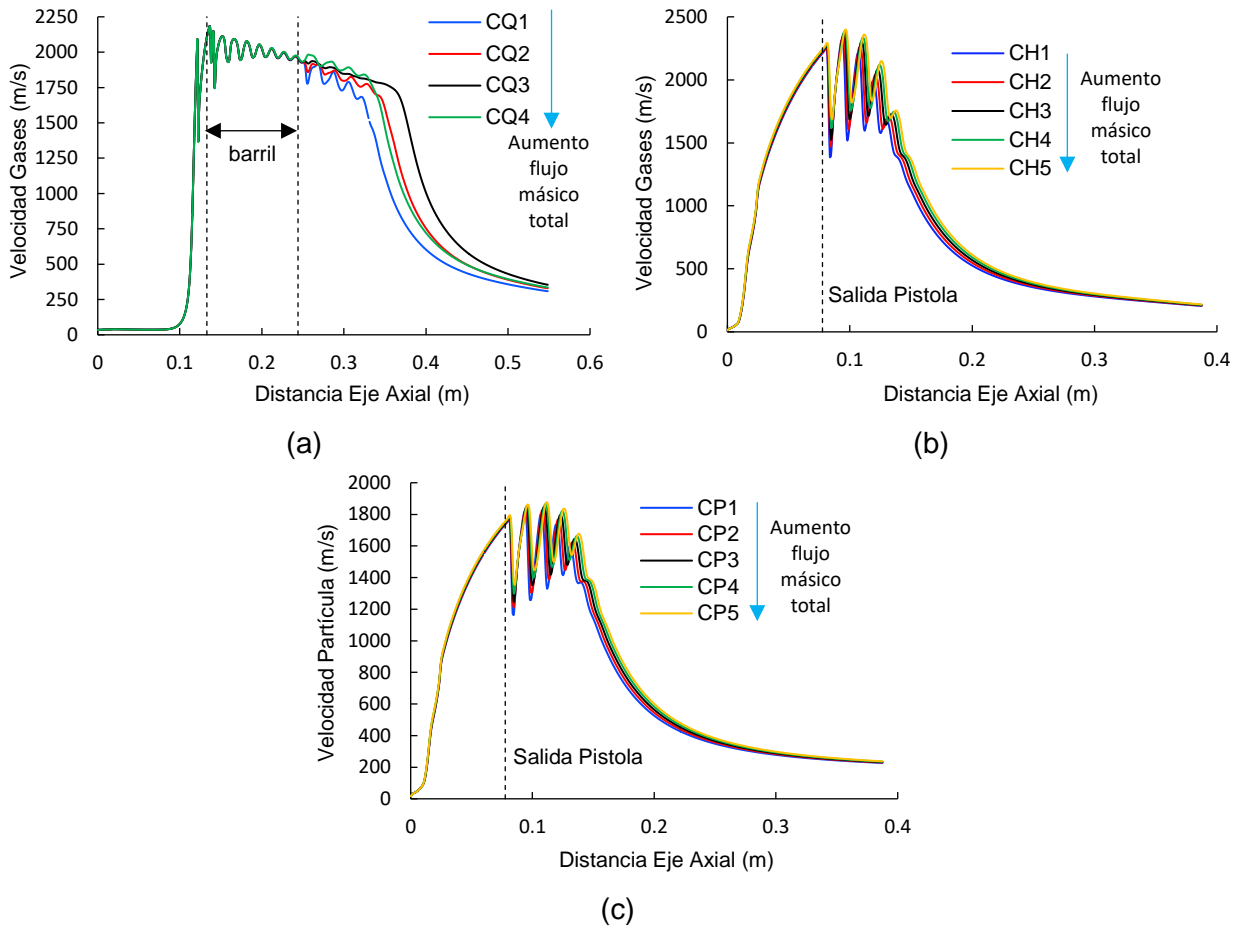


Figura 5.20. Efecto del flujo másico total en la velocidad de los gases: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.3.4. Temperatura de Partícula

La Figura 5.21 presenta el efecto del flujo másico total en la temperatura de las partículas. La Figura 5.21(a) muestra que la evolución de la temperatura de la partícula con el incremento progresivo del flujo másico total entre CQ1 y CQ4 sigue la misma tendencia que los gases, ya que se observa que entre el punto de inyección y 0.2 (m) los perfiles no presentan diferencias. Sin embargo, desde ese punto hasta el final del dominio es posible notar que el perfil de temperatura se desplaza hacia mayores temperaturas entre

CQ1 y CQ3, mientras que para la condición CQ4 la temperatura de la partícula disminuye situándose por debajo de la condición CQ2 y por encima de CQ1.

En relación a la Figura 5.21(b) se puede observar que la temperatura de la partícula al interior incrementa a medida que el flujo másico total lo hace, sin embargo, en la zona donde se forman las ondas de choque los perfiles de temperatura de las partículas no presentan diferencias claras, pero una vez que las partículas salen de esa zona los perfiles de temperatura se comienzan a diferenciar nuevamente, donde es posible notar que a medida que el flujo másico total incrementa el perfil de temperatura se desplaza hacia mayores temperaturas. Para la combustión del propileno en la Figura 5.21(c) se observa que los perfiles de temperatura de las partículas no presentan diferencias claras entre el punto de inyección y una distancia de 0.2 (m), que es donde se comienzan a diferenciar los perfiles levemente. Además, es posible observar que a medida que el flujo másico total incrementa el perfil de temperatura alcanza mayores temperaturas.

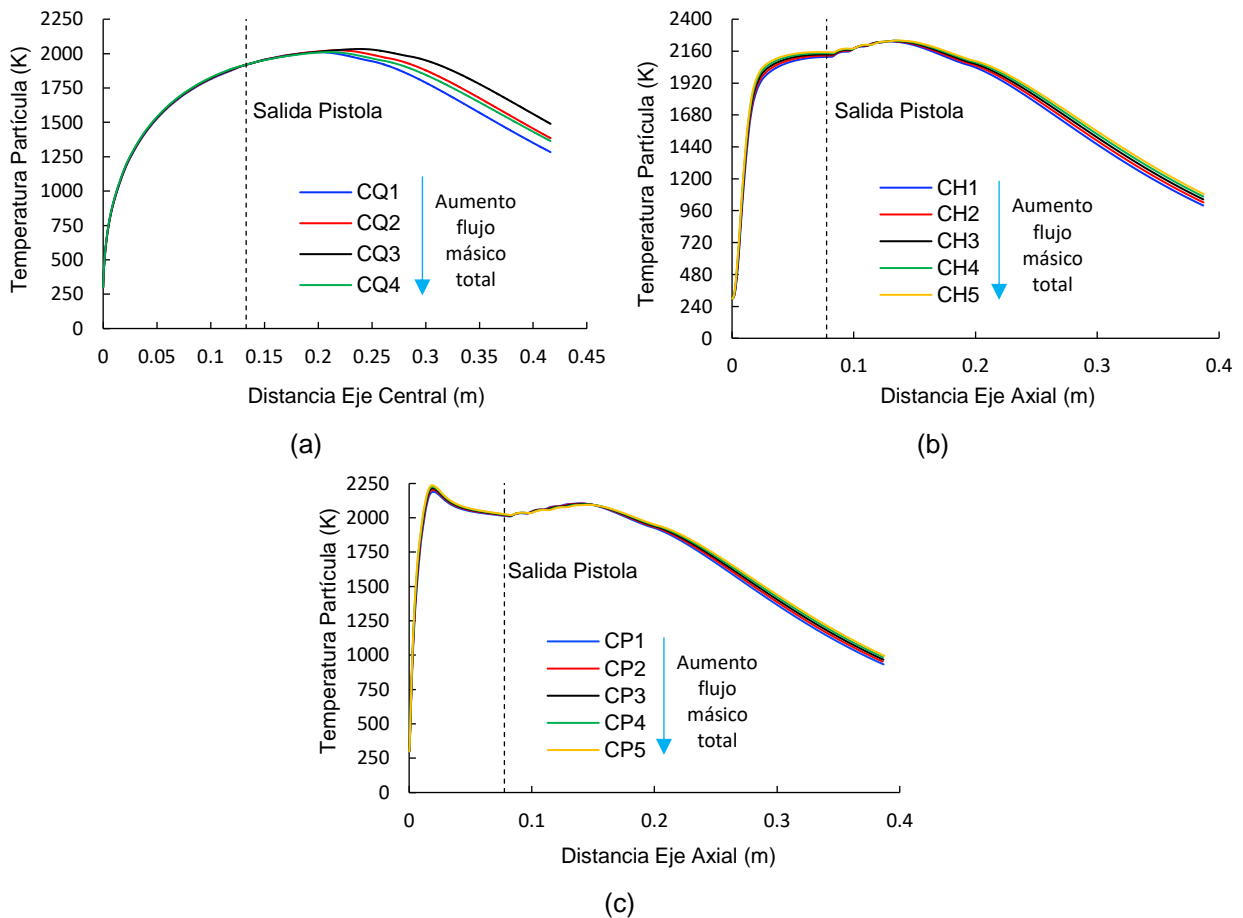


Figura 5.21. Efecto del flujo másico total en la temperatura de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno

5.3.5. Velocidad de Partícula

La Figura 5.22 y la Figura 5.23 presentan el efecto del flujo másico total sobre la velocidad de las partículas. En todos los casos es posible observar que existen diferencias notorias entre cada uno de ellos. En la Figura 5.22(a) se observa que el aumento del flujo másico total produce que la velocidad de la partícula incremente al interior del barril, lo cual se mantiene hasta una distancia de 0.225 (m) entre CQ1 y CQ4. Sin embargo, desde dicha distancia hasta el final del dominio la velocidad de la partícula en la condición CQ4 cae por debajo de la condición CQ3 respondiendo al respectivo perfil de velocidad del gas. En tanto, para la combustión del hidrógeno (Figura 5.22(b)) y del propileno (Figura 5.23) se observa que no existen diferencias significativas al interior de la pistola y que una vez que la partícula sale de la pistola el efecto se comienza a hacer importante. En ambos casos una vez que la partícula ya se encuentra en el dominio exterior el aumento del flujo másico total produce que la velocidad de la partícula incremente y se mantenga con dicha tendencia hasta el final del dominio. Al igual que el caso de la combustión del queroseno, las velocidades en ambos casos responden a los respectivos perfiles de velocidad de los gases.

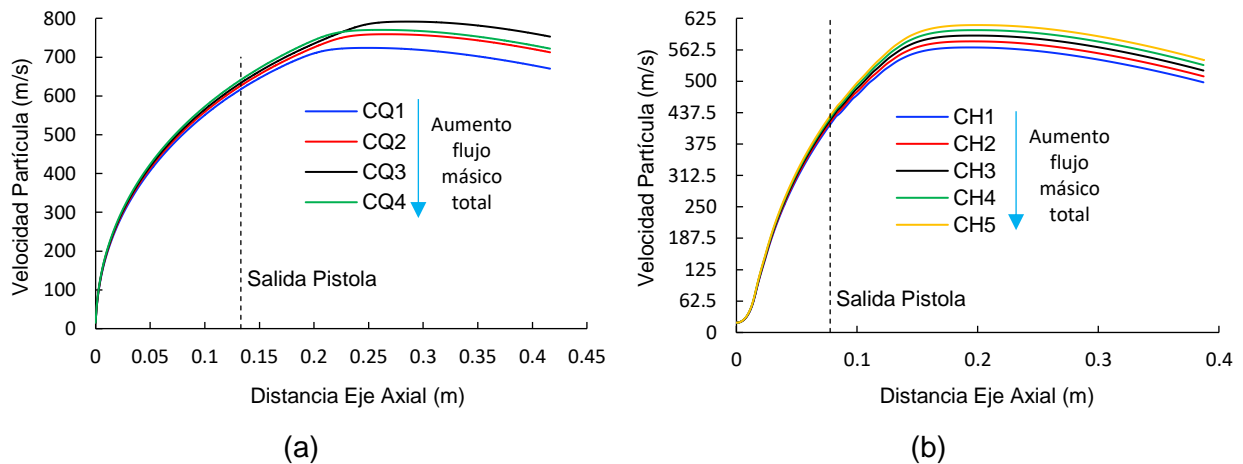
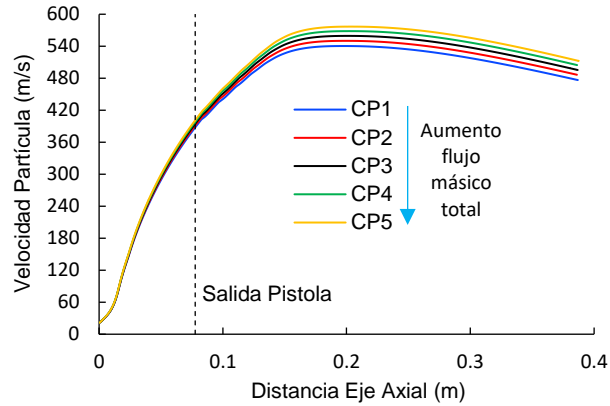


Figura 5.22. Efecto del flujo másico total en la velocidad de partícula: (a) queroseno; (b) hidrógeno.



(c)

Figura 5.23. Continuación Figura 5.22. Efecto del flujo másico total en la velocidad de partícula: (c) propileno.

5.4. Relaciones Empíricas I

En esta sección se presentan los resultados asociados a la revisión de la literatura que tiene por objetivo encontrar relaciones empíricas que relacionen las características de los recubrimientos (dureza y porosidad) con las características en vuelo de las partículas (temperatura y velocidad). Además, en cada figura se incluye una línea de tendencia, que es la que mejor representa los datos y que será utilizada más adelante.

5.4.1. Temperatura Partícula – Dureza Recubrimiento

En la Figura 5.24 y la Figura 5.25 se observa que para los tres combustibles existe una tendencia que indica que la dureza de los recubrimientos aumenta con el respectivo aumento de la temperatura de las partículas. Este hecho se puede asociar con el mayor grado de descarburización que sufren las partículas de carburo de tungsteno (WC) y la formación de la fase W_2C , cuya formación se ve favorecida con el aumento de la temperatura [74], [81], [132]. La fase W_2C posee una dureza de alrededor de 3000 HV, que es relativamente mayor a la dureza de los carburos primarios, cuya dureza se encuentra en el rango de 1300-2300 HV [74], [100], [133]. Por lo tanto, este aumento de dureza se explica por la descarburización mencionada anteriormente.

Este aumento de dureza se puede asociar a que este fenómeno de descarburización implica la disolución de los carburos del tipo WC y, como consecuencia, el tungsteno y carbono se disuelven en la fase aglomerante, generando así, un aumento en la dureza de la matriz metálica. Sin embargo, (Suhonen *et al.*) [81] mencionaron que el incremento de la dureza se debe principalmente al endurecimiento de la matriz y no a la formación directa de la fase W_2C , ya que la fase matriz metálica solidifica con estructura amorfa, la cual es más dura que la misma fase cristalizada. Este efecto de descarburización se hace más pronunciado en recubrimientos multimodales y con tamaño de carburos nanométricos. En estos casos la formación de la fase W_2C se debe a la mayor razón área superficial/volumen de las partículas de carburo de tungsteno (WC) en el polvo de alimentación [47], [79], [83], [98], [100], [132].

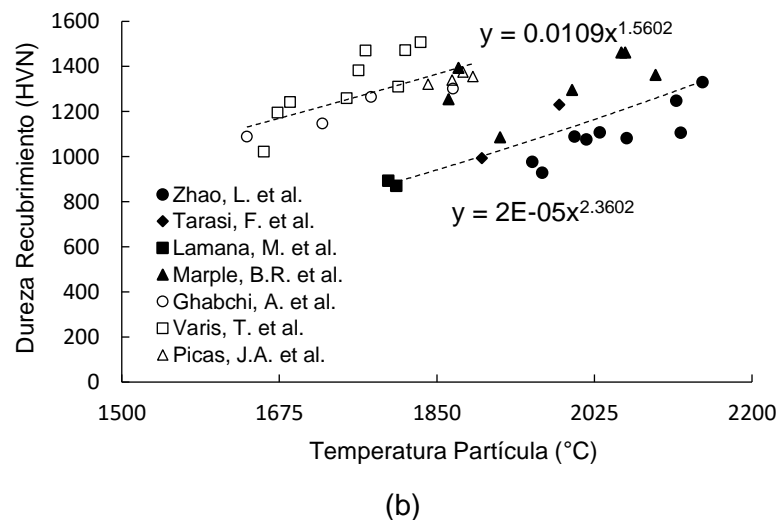
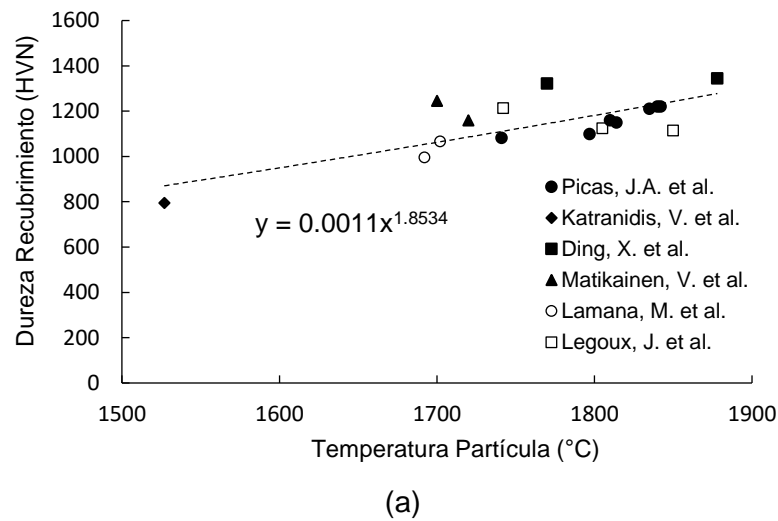
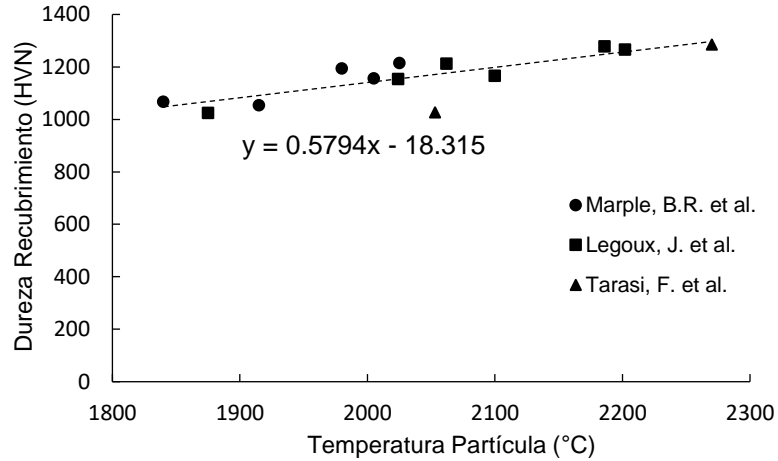


Figura 5.24. Efecto de la temperatura de las partículas en la dureza de los recubrimientos: (a) queroseno; (b) hidrógeno.

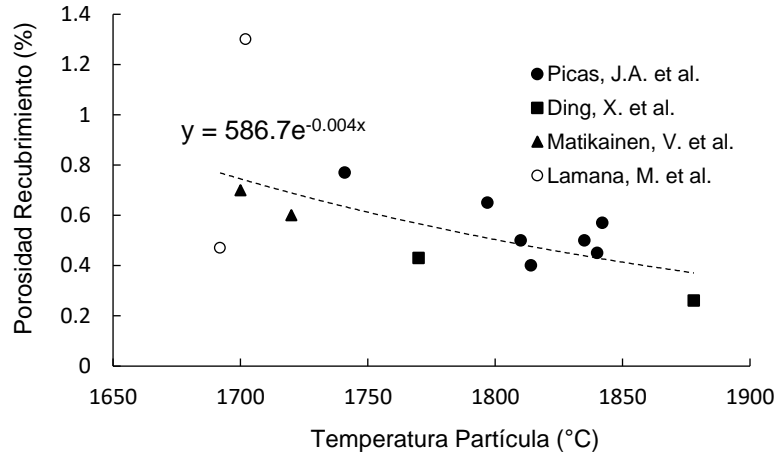


(c)

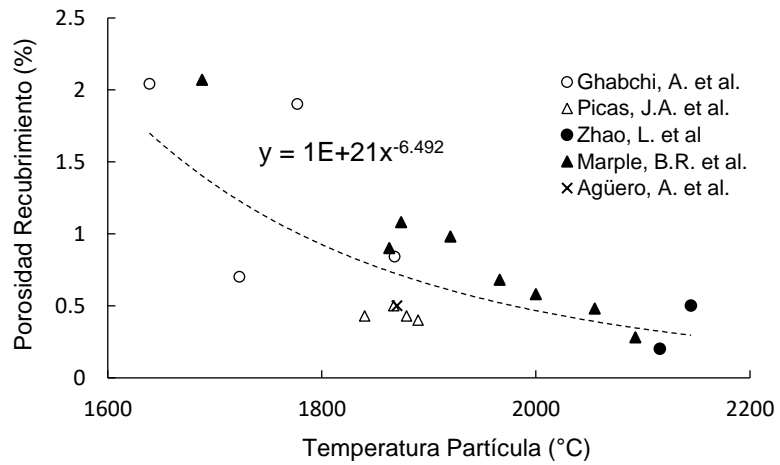
Figura 5.25. Continuación Figura 5.24. Efecto de la temperatura de las partículas en la dureza de los recubrimientos: (c) propileno.

5.4.2. Temperatura Partícula – Porosidad Recubrimiento

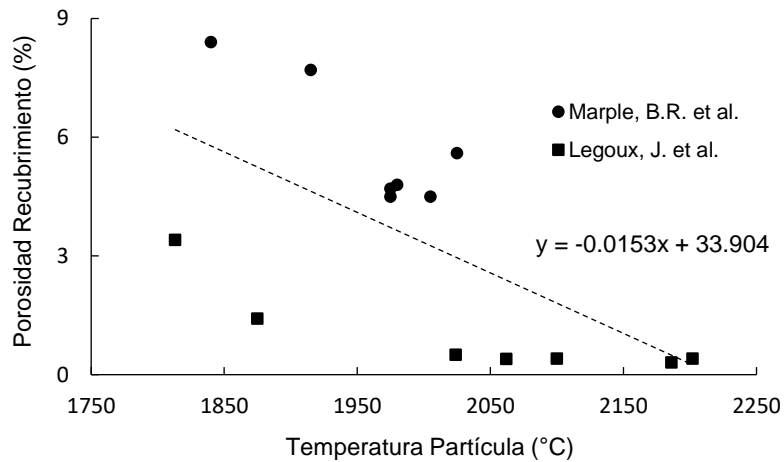
En la Figura 5.26 se observa que para todos los combustibles hay una tendencia que indica que, al aumentar la temperatura de las partículas, se reduce la porosidad de los recubrimientos. Esto se debe a que el aumento en la temperatura de las partículas modifica el estado de éstas, en el sentido de que las partículas se encuentran en estado líquido a las temperaturas de las llamas alcanzadas (aproximadamente 1600 (°C) comparado con las temperaturas de fusión de las partículas tanto de WC-Co como de WC-Co-Cr, que son de aproximadamente 1485 (°C)). Esto produce que al momento del impacto el líquido llene los espacios vacíos que hayan quedado producto del impacto asociado a partículas sin fundir [134], [135].



(a)



(b)

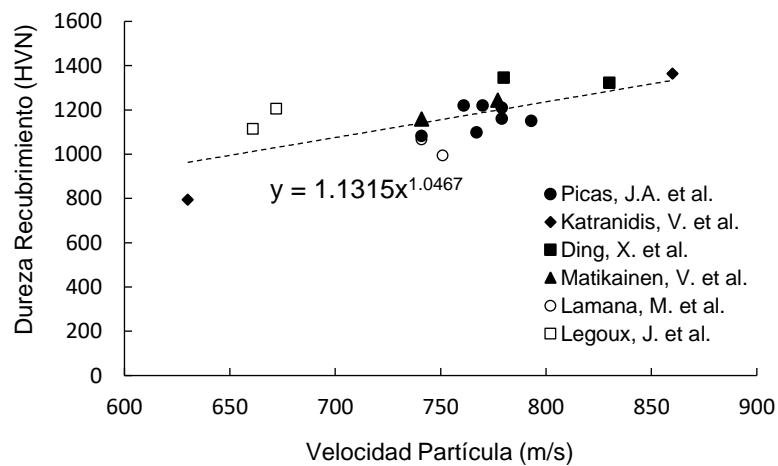


(c)

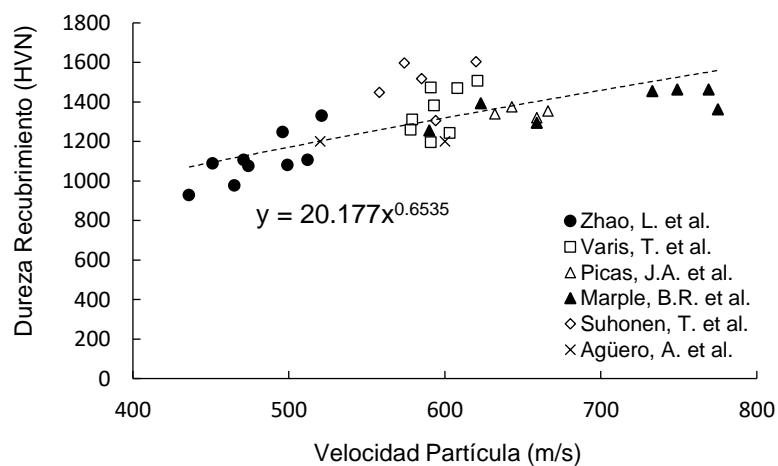
Figura 5.26. Efecto de la temperatura de partícula en la porosidad de los recubrimientos: (a) queroseno; (b) hidrógeno; (c) propileno.

5.4.3. Velocidad Partícula – Dureza / Porosidad Recubrimiento

Se puede observar desde la Figura 5.27 hasta la Figura 5.30 que, para los tres combustibles, el aumento de la velocidad de la partícula produce un aumento en la dureza de los recubrimientos y una reducción de la porosidad de los mismos, respectivamente. Este fenómeno se debe principalmente a que el incremento de la velocidad proporciona mayor energía cinética a las partículas. Dicha energía se traduce en mayores fuerzas de impacto causando una fuerte deformación de las partículas y, como consecuencia, produciendo un recubrimiento más compacto y, por lo tanto, con menor porosidad [49], [83], [131]. Esta disminución en la porosidad de los recubrimientos permite mitigar su efecto negativo sobre la dureza, ya que los poros son considerados sitios blandos que no aportan dureza y provocan que esta disminuya [84].

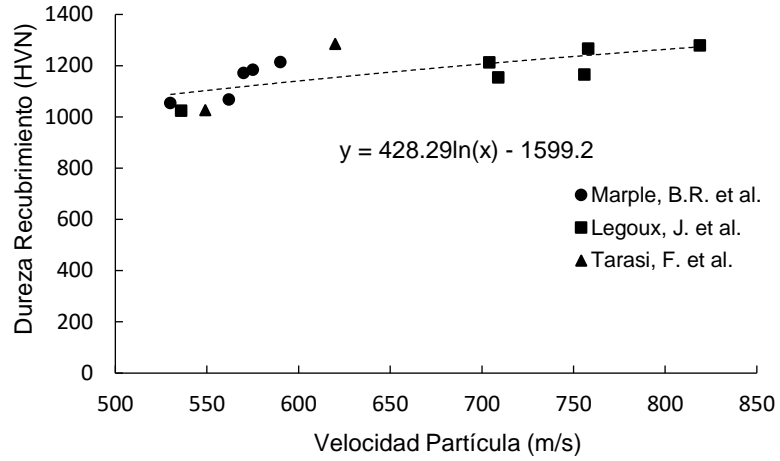


(a)



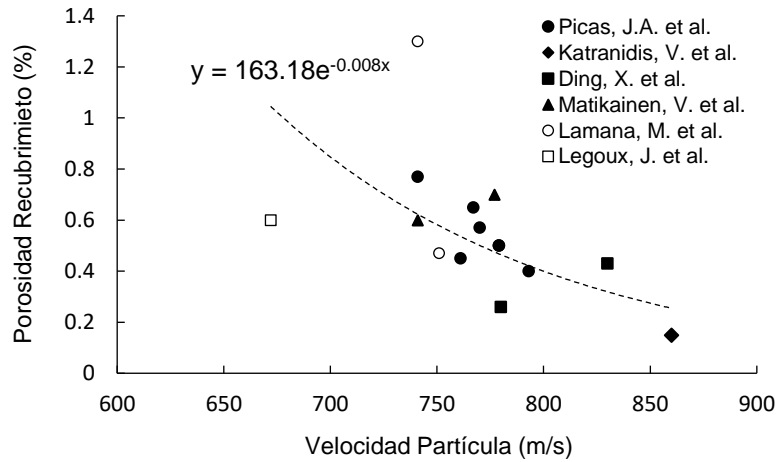
(b)

Figura 5.27. Efecto de la velocidad de partícula en la dureza del recubrimiento: (a) queroseno; (b) hidrógeno.

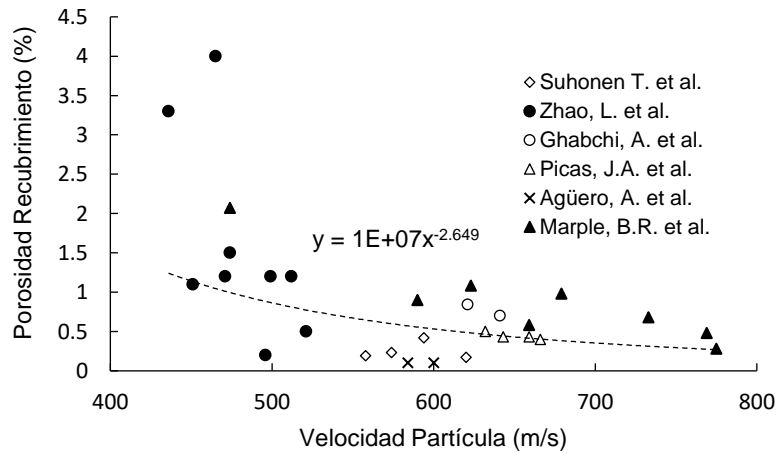


(c)

Figura 5.28. Continuación Figura 5.27. Efecto de la velocidad de partícula en la dureza del recubrimiento: (c) propileno.



(a)



(b)

Figura 5.29. Efecto de la velocidad de partícula en la porosidad de recubrimiento: (a) queroseno; (b) hidrógeno.

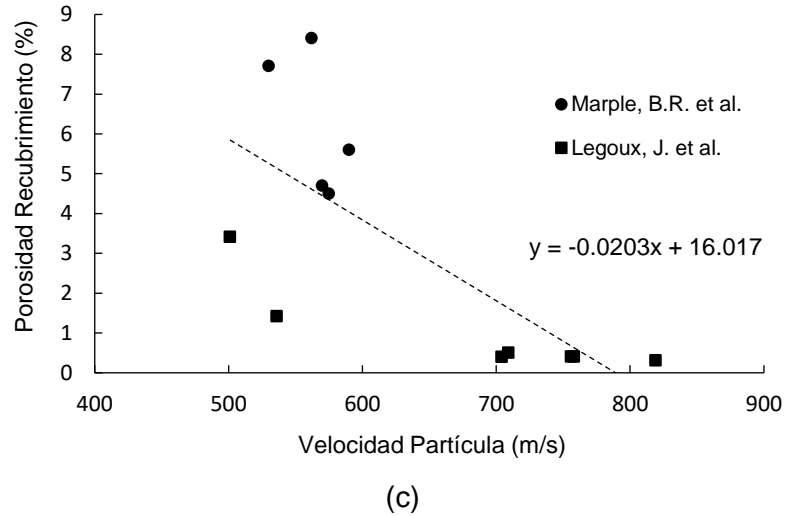


Figura 5.30. Continuación Figura 5.29. Efecto de la velocidad de partícula en la porosidad de recubrimiento: (c) propileno.

5.5. Relaciones Empíricas II

En esta sección se presenta los resultados asociados a la revisión de la literatura que tiene por objetivo encontrar relaciones empíricas que relacionen las características de los recubrimientos (dureza y porosidad) con el desgaste abrasivo de los mismos. Además, en cada figura se incluye una línea de tendencia, que es la que mejor representa los datos y que será utilizada más adelante.

5.5.1. Dureza Recubrimiento – Desgaste Abrasivo

En la Figura 5.31 se observa una tendencia que indica que el aumento de la dureza de los recubrimientos produce una reducción del desgaste abrasivo. Ahora bien, dentro de la literatura esta mejora en el desgaste abrasivo tiene diversas explicaciones. Una de ellas es la mayor presencia de carburos de tungsteno (WC), sin embargo, no solo basta con la presencia de los carburos de tungsteno en el recubrimiento si no que estos también deben estar embebidos y homogéneamente distribuidos en la matriz metálica, con el objetivo de reducir el camino libre medio para que de esa manera las partículas abrasivas no ataquen por separado las partículas de carburo y la fase aglomerante [6], [16], [47], [84], [136]. Este camino libre medio, junto con el tamaño de partícula de los carburos que tenga el recubrimiento, va a condicionar las propiedades mecánicas, entre las que se encuentra la dureza del recubrimiento [133], [137].

En relación con el tamaño de las partículas de carburo, se ha mencionado que los recubrimientos que poseen partículas de carburo finas (tamaño submicrométrico y/o nanométrico) ayudan a mejorar la resistencia al desgaste abrasivo debido al efecto Hall-Petch, el cual produce que la microdureza incremente con la disminución del tamaño de grano, que en este caso corresponde a las partículas de carburo de tungsteno, produciendo que el camino libre medio de la fase aglomerante se reduzca notablemente. Además, este efecto suprime en gran medida la propagación de las dislocaciones debido al mayor volumen de bordes de grano en los recubrimientos que presentan partículas de tamaño submicrométrico y/o nanométrico [9], [79], [94]. Ahora bien, como se menciona previamente, las partículas de carburo de tamaño submicrométrico y/o nanométrico presentan una mayor tendencia a la descarburización debido a la mayor razón área superficial/volumen de los polvos iniciales, produciendo la aparición de la fase W_2C , la cual es más dura e incrementa la microdureza de los recubrimientos. Sin embargo, algunos autores mencionan que no mejora la resistencia a la abrasión de los recubrimientos, ya que al ser una fase frágil ofrece menos resistencia a la deformación [97], [98].

Por otra parte, (Ghabchi *et al.*) [100] dentro de sus resultados observaron que no existe correlación entre el W_2C y el desempeño del desgaste tanto en ensayos de abrasión en húmedo como en seco, y que la reducción del tamaño de carburo desde 1-3 (μm) hasta 0.4 (μm) mejora la resistencia al desgaste abrasivo en un 50%. En esa misma línea, los trabajos de [94], [121] realizaron recubrimientos con partículas de carburo de tamaño convencional y otros con partículas de carburo multimodales (tamaño de carburo convencional y nanométrico) observando que los recubrimientos multimodales presentan mejor resistencia al desgaste abrasivo debido al tamaño de partícula fino y a la mayor presencia de la fase W_2C , la cual a pesar de ser frágil según los autores no contribuye mediblemente a la fragilización de los recubrimientos, ya que es muy pequeña y se encuentra adherida a las partículas de carburo de tungsteno (WC). Además, (Wang *et al.*) [93] comenta al respecto que la fase W_2C no perjudica la resistencia al desgaste abrasivo de los recubrimientos sino más bien que un grado de descarburización moderado durante el rociado lleva a una mejora en la resistencia al desgaste abrasivo.

Dentro de los mismos efectos tanto negativos como positivos que se reporta sobre la formación de fases secundarias en la formación de los recubrimientos, se puede mencionar el efecto que tienen los carburos η (eta), los cuales son principalmente $\text{Co}_6\text{W}_6\text{C}$, $\text{Co}_3\text{W}_3\text{C}$ y $\text{Co}_2\text{W}_4\text{C}$. Estos carburos corresponden a nano fases cristalizadas que se forman cuando las velocidades de enfriamiento son más lentas, es decir, cuando el material ya se encuentra depositado. Además, la reducción en la solubilidad sólida producto del enfriamiento juega un papel importante en la formación [38], [51], [62], [81], [138], [139]. Estas fases de igual manera son frágiles, pero (Liao *et al.*) [96] han observado que tienen un efecto positivo en la unión entre partículas de carburo de tungsteno (WC) y la matriz metálica, lo que va a tener como consecuencia una mejora en la resistencia a la abrasión de los recubrimientos. Por otra parte, (Zois *et al.*) [135] comentan que la dureza de los recubrimientos puede aumentar también debido al endurecimiento por deformación infligido sobre el material previamente depositado producido por un efecto peening. Este efecto de endurecimiento por deformación se intensifica a medida que la velocidad de la partícula incrementa.

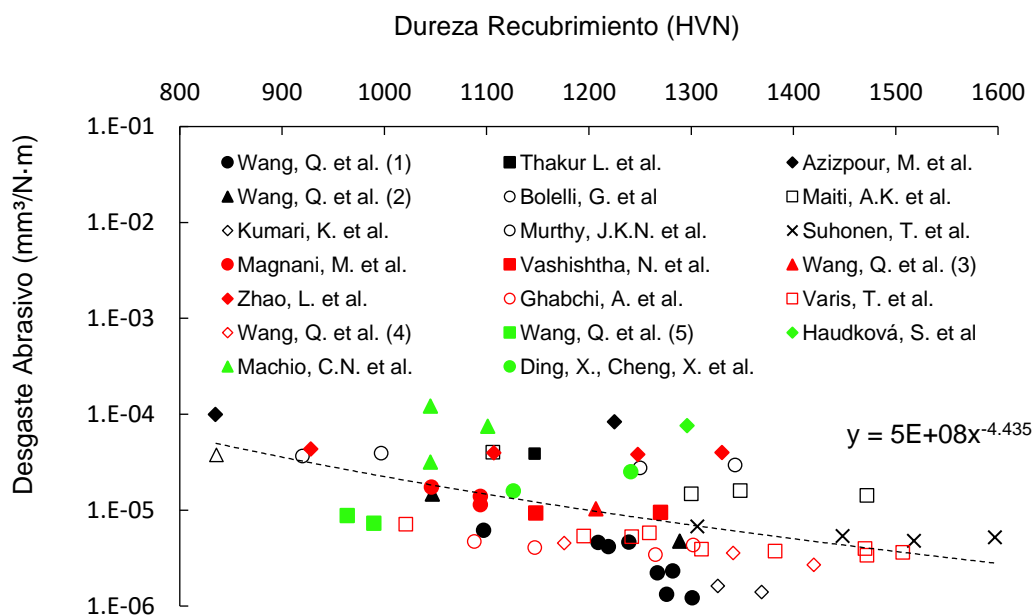


Figura 5.31. Efecto de la dureza de los recubrimientos en el desgaste abrasivo.

5.5.2. Porosidad Recubrimiento – Desgaste Abrasivo

En la Figura 5.32 se observa una tendencia al aumento del desgaste abrasivo de los recubrimientos a medida que la porosidad lo hace. Esto se debe a que los poros que se encuentran al interior de los recubrimientos han demostrado tener un efecto negativo, ya que ofrecen sitios preferenciales para la nucleación de grietas [95]. Además, se ha observado también que la porosidad superficial de los recubrimientos también tiene un efecto adverso ante el desgaste abrasivo, ya que las partículas pueden interactuar con los bordes de los poros, agrandándolos y causando la remoción del material producto de alguna fuerza de corte que pueda estar actuando sobre la partícula abrasiva [6], [100]. Ahora bien, el tamaño del poro va a jugar un papel importante en el desgaste abrasivo de los recubrimientos, ya que, si la superficie del poro tiene un tamaño inferior al de la partícula, los poros van a tener un efecto negativo sobre la resistencia al desgaste, ya que una esquina de la partícula abrasiva queda bloqueada dentro del poro comenzando a rayar. Por otra parte, cuando el tamaño del poro es mayor que el de la partícula abrasiva, el poro va a actuar como un depósito y la partícula se introducirá dentro del poro produciendo que la concentración de partículas abrasivas en contacto con la superficie del material disminuya [100].

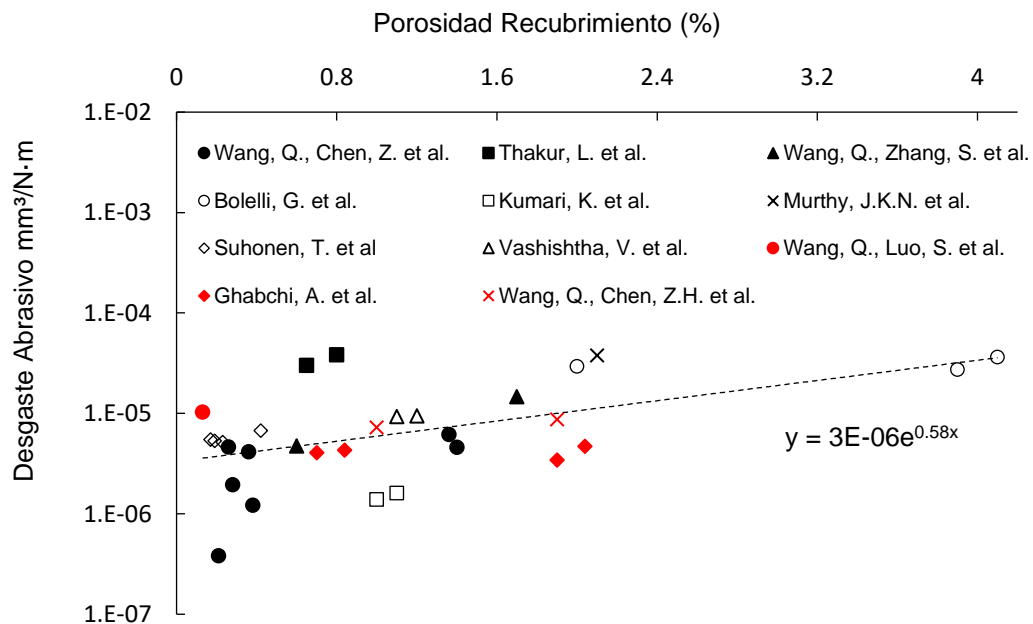


Figura 5.32. Efecto de la porosidad de los recubrimientos en el desgaste abrasivo.

5.6. Evolución de la Temperatura y Velocidad de Partícula

En esta sección se presentan gráficos para los tres combustibles utilizados, los cuales relacionan la temperatura y velocidad de las partículas. Además, en cada uno de ellos se incluye la presión con el objetivo de cotejar si existe alguna relación entre la presión al interior de la cámara de combustión y las características en vuelo de las partículas. La distancia a la cual se toma la velocidad y la temperatura de la partícula es de 190 (mm) para la combustión del queroseno y de 170 (mm) para la combustión del hidrógeno y del propileno

A partir de la Figura 5.33(a) se observa que el aumento del flujo de queroseno (AQ4→AQ1), del flujo de oxígeno (BQ1→BQ4) y del flujo másico total (CQ1→CQ4) produce que la presión máxima de los gases al interior de la cámara de combustión incremente. En la Figura 5.34(b) se observa que el aumento del flujo de hidrógeno (AH5→AH1), del flujo de oxígeno (BH1→BH5) y del flujo másico total (CH1→CH5) produce que la presión máxima de los gases al interior de la cámara de combustión incremente. Finalmente, en la Figura 5.34 el aumento del flujo de propileno (AP5→AP1), del flujo de oxígeno (BP1→BP5) y del flujo másico total (CP1→CP5) produce un aumento en presión máxima de los gases al interior de la cámara de combustión.

En la Figura 5.33(a) es posible advertir que, a medida que aumenta el flujo de queroseno tanto la temperatura como la velocidad de la partícula incrementa. La temperatura presenta un aumento desde 1581.6 K hasta 2058.5 K, lo que equivale a un aumento de 30.15%, mientras que la velocidad aumenta desde 663.52 (m/s) hasta 796.44 (m/s), correspondiente a un incremento del 20.03%. Respecto al flujo de oxígeno, es posible decir que la temperatura disminuye desde 2002.8 K hasta 1697 K, lo que significa un descenso de un 18.02%, en tanto para la velocidad, entre las condiciones BQ1 y BQ3 aumenta desde 757.31 (m/s) hasta 777.02 (m/s), mientras que en la condición BQ4 la velocidad baja hasta un valor de 751.79 (m/s). Ahora bien, el aumento en la velocidad de las partículas producto del aumento del flujo de oxígeno es de 2.6% (entre BQ1 y BQ3). Por último, el aumento del flujo másico total presenta una tendencia similar al efecto del flujo de oxígeno, ya que entre CQ1 y CQ3, tanto la temperatura como la velocidad

aumenta, mientras que para la condición CQ4 ambas presentan una disminución. Sin embargo, a partir de los resultados se puede decir que la temperatura de la partícula entre CQ1 y CQ3 incrementa desde 1860.8 K hasta 1985.9 K, equivalente a un 6.72%, mientras que la velocidad aumenta desde 721.75 (m/s) hasta 791.75 (m/s), equivalente a un aumento de 9.7%.

A partir de los resultados de la Figura 5.33(b) se puede decir que a medida que aumenta el flujo de hidrógeno desde AH5 hasta AH2, la temperatura de la partícula incrementa. Sin embargo, para la condición AH1, correspondiente al mayor flujo de hidrógeno la temperatura disminuye levemente. En tanto, la velocidad aumenta entre las condiciones AH5 y AH1. La temperatura de la partícula aumenta desde 1751.5 K hasta 1874 K, lo que corresponde a un incremento de 6.99%, mientras que la velocidad de la partícula aumenta desde 569.69 (m/s) hasta 630.15 (m/s), lo que equivale a un aumento de 10.61%. Para el flujo de oxígeno es posible observar que la temperatura de la partícula incrementa marcadamente entre BH1 y BH3, luego presenta un aumento leve hasta la condición BH4, y en la condición BH5 la temperatura disminuye bruscamente. La temperatura entre BH1 y BH4 incrementa desde 1736.2 K hasta 1803.1 K equivalente a un aumento de 3.85%, mientras que la disminución de la temperatura hasta la condición BH5 es de 2.2% (respecto al caso BH4). En tanto, la velocidad de la partícula aumenta desde 547.33 (m/s) hasta 575.76 (m/s) equivalente a un incremento de 5.19%. Por último, para el aumento del flujo másico total se observa que tanto la temperatura como la velocidad de la partícula aumenta entre CH1 y CH5. Respecto a los resultados, la temperatura incrementa desde 1786.4 K hasta 1871.6 K, lo que corresponde a un 4.76%, mientras que la velocidad aumenta desde 560.62 (m/s) hasta 606.57 (m/s), equivalente a un 8.19%.

Respecto a los resultados mostrados en la Figura 5.34 se observa que la temperatura y la velocidad de la partícula incrementan entre AP5 y AP1. El aumento en la temperatura ocurre desde 1601.1 K hasta 1771.4 K, lo que equivale a un aumento de 10.63%, mientras que la velocidad aumenta desde 545.89 (m/s) hasta 578.53 (m/s), equivalente a un incremento de 5.97%. Respecto al flujo de oxígeno, el aumento produce una

disminución de la temperatura desde 1687.8 K hasta 1625.8 K, lo que equivale a un descenso de 3.81%, en tanto que la velocidad de la partícula aumenta desde 525.19 (m/s) hasta 560.21 (m/s), lo que significa un aumento del 6.67%. Finalmente, el aumento del flujo másico total provoca que la temperatura de la partícula incremente desde 1685.9 K hasta 1745.8 K, lo cual equivale a un aumento de 3.54%, mientras que la velocidad aumenta desde 534.82 (m/s) hasta 572.40 (m/s), lo que equivale a un incremento de 7.02%.

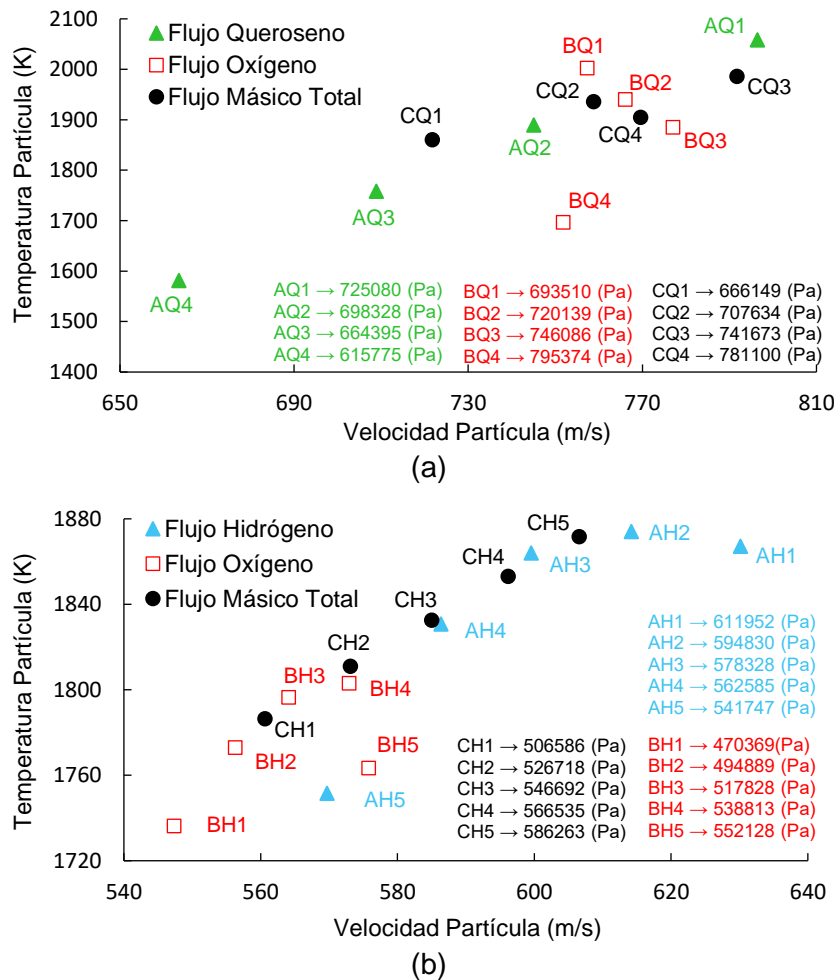
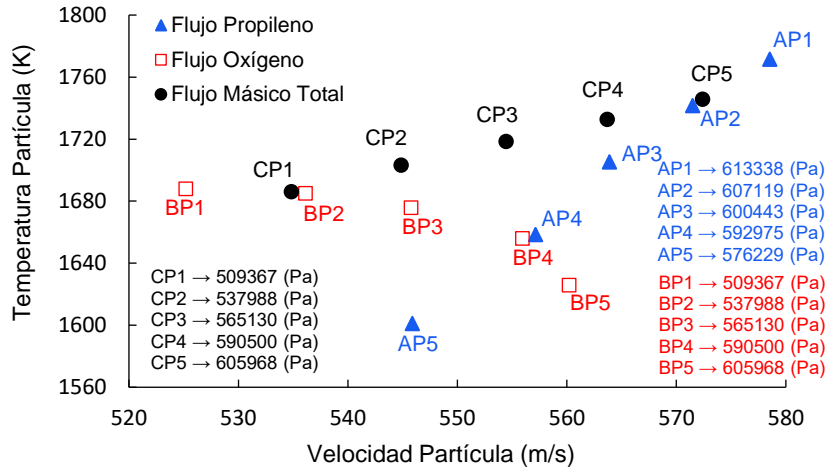


Figura 5.33. Evolución de la temperatura y velocidad de la partícula junto con la presión de los gases al interior de la pistola: (a) queroseno; (b) hidrógeno.



(c)

Figura 5.34. Continuación Figura 5.33. Evolución de la temperatura y velocidad de la partícula junto con la presión de los gases al interior de la pistola: (c) propileno.

5.7. Efecto de T_p y v_p sobre la Dureza y Porosidad de los Recubrimientos

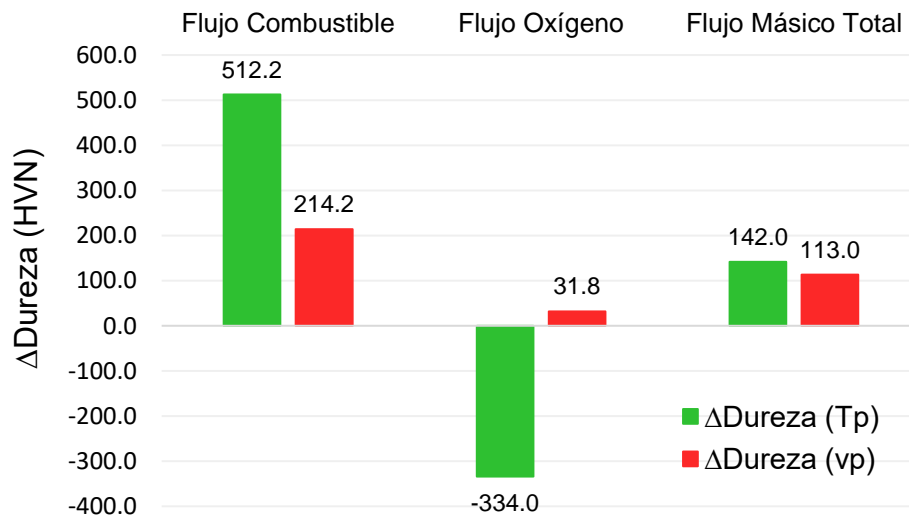
En esta sección se presenta la dureza y la porosidad estimada de los recubrimientos a partir de la temperatura y la velocidad de las partículas obtenidas de las simulaciones. Para ello se hace uso de las relaciones empíricas obtenidas de los datos recolectados de la literatura y presentados en la sección 5.4.

La Figura 5.35 presenta el cambio de la dureza de los recubrimientos cuando la temperatura (barras verdes) y la velocidad de la partícula (barras rojas) varía. En tanto, la Figura 5.36 presenta el cambio de la porosidad de los recubrimientos cuando la temperatura (barras verdes) y la velocidad de la partícula (barras rojas) se ve modificada.

En base a los resultados de la Figura 5.35 se observa que el cambio de la dureza de los recubrimientos a partir de la modificación de la temperatura de la partícula ocurre de manera más importante cuando aumenta el flujo de combustible, siendo el aumento de 512.2 HVN. También, el aumento del flujo másico total produce un aumento en la dureza, sin embargo, este es menor siendo de 142.0 HVN, mientras que el aumento del flujo de oxígeno al producir una disminución de la temperatura de la partícula va a afectar negativamente la dureza los recubrimientos, ya que es posible observar que la dureza

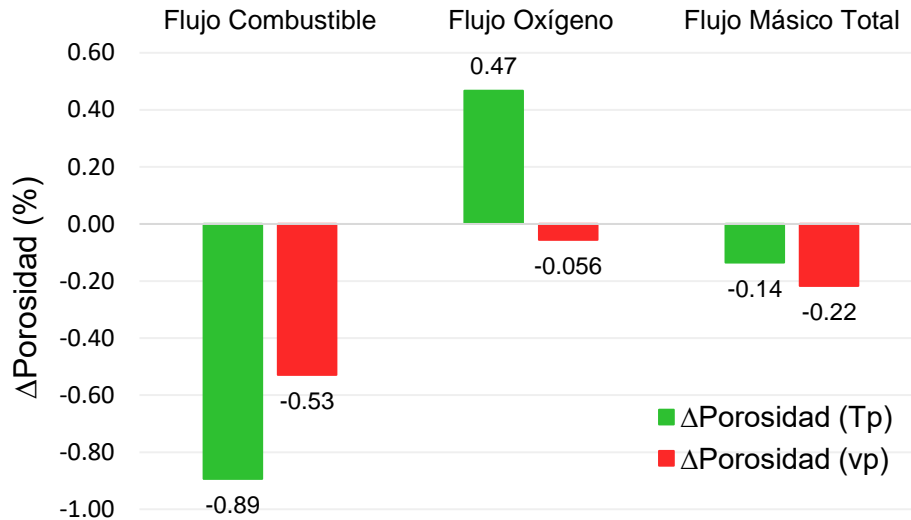
estimada del recubrimiento disminuye en 334.0 HVN. En relación al cambio de la dureza producido por la variación de la velocidad de la partícula es posible advertir que en todos los casos la dureza del recubrimiento aumenta, sin embargo, el aumento del flujo de combustible (queroseno) es la variable que produce el mayor aumento, siendo este de 214.2 HVN seguido por el flujo másico con 113.0 HVN y finalmente el flujo de oxígeno, que produjo un aumento de solo 31.8 HVN.

A partir de los resultados de la Figura 5.36, es posible comentar que el cambio de la porosidad estimada de los recubrimientos producido por la modificación de la temperatura de la partícula se ve mayormente afectada por el aumento del flujo de combustible (queroseno), ya que la porosidad disminuye en un 0.89%. También es posible comentar que el aumento del flujo másico total disminuye la porosidad, pero en menor medida, siendo esta reducción de un 0.14%. Por otra parte, dado que el aumento del flujo de oxígeno reduce la temperatura de la partícula, la porosidad se va a ver afectada negativamente presentando un incremento de 0.47%. En tanto, el efecto de la velocidad de la partícula muestra que en todos los casos la porosidad se reduce, pero, el aumento del flujo de combustible (queroseno) produce la mayor reducción, siendo esta de 0.53%, seguido por el flujo másico total que provoca una reducción de 0.22% y finalmente el flujo de oxígeno, que causa una reducción en la porosidad de 0.056%.



(a)

Figura 5.35. Variación de la (a) dureza estimada de los recubrimientos a partir de las variables utilizadas en la combustión del queroseno.



(b)

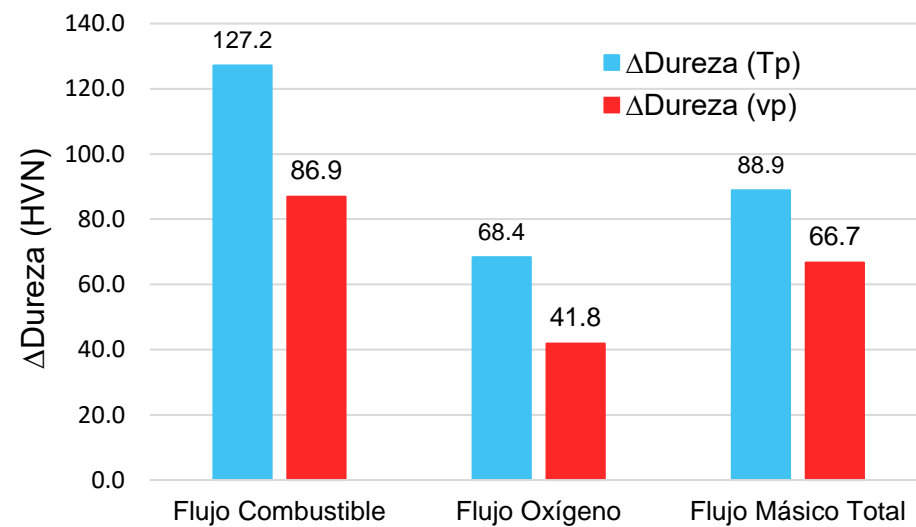
Figura 5.36. Variación de la (b) porosidad estimada de los recubrimientos a partir de las variables utilizadas en la combustión del queroseno.

La Figura 5.37 presenta el cambio de la dureza y de la porosidad de los recubrimientos cuando la temperatura de la partícula varía (barras celestes) y cuando la velocidad de la partícula varía (barras rojas) en la combustión del hidrógeno.

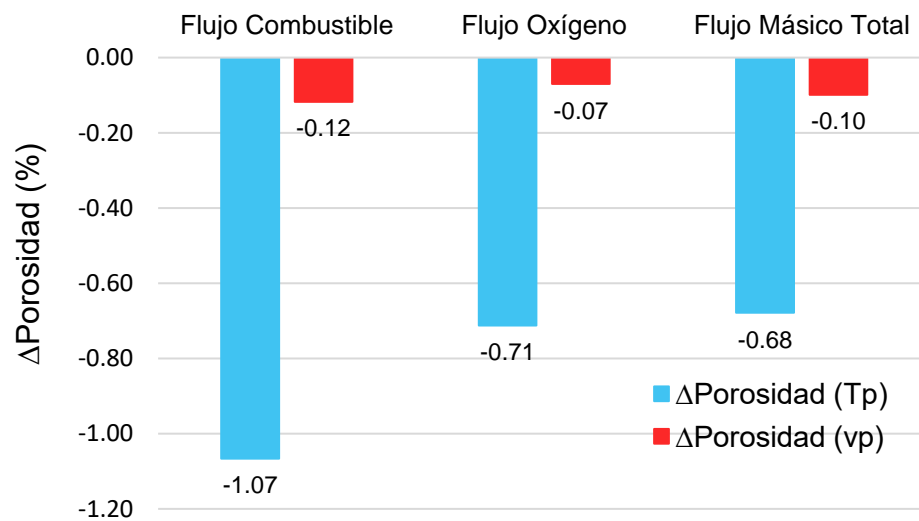
En base a los resultados de la Figura 5.37(a) se observa que el cambio de la dureza de los recubrimientos a partir de la modificación de la temperatura de la partícula ocurre de manera más importante cuando aumenta el flujo de combustible (hidrógeno), siendo el aumento de 127.2 HVN, seguido por el aumento del flujo másico total, el cual produce un aumento en la dureza de 88.9 HVN y finalmente el flujo de oxígeno, que produce un aumento en la dureza de 68.4 HVN. En relación al cambio de la dureza producido por la variación de la velocidad de la partícula es posible advertir que en todos los casos la dureza del recubrimiento aumenta, sin embargo, el aumento del flujo de combustible (hidrógeno) es nuevamente la variable que produce el mayor aumento, siendo este de 86.9 HVN seguido por el flujo másico con 66.7 HVN y finalmente, por el flujo de oxígeno, que produce un aumento de 41.8 HVN.

En base a los resultados de la Figura 5.37(b) es posible comentar que el cambio de la porosidad estimada de los recubrimientos producido por la modificación de la temperatura

de la partícula se ve mayormente modificada por el aumento del flujo de combustible (hidrógeno), ya que la porosidad disminuye en un 1.07%, seguido por el aumento del flujo de oxígeno, que produce una reducción en la porosidad de 0.71% y, por último, el flujo másico total que contribuye a reducir la porosidad en un 0.68%. En tanto, el efecto de la velocidad de la partícula muestra que en todos los casos la porosidad se reduce, pero, el aumento del flujo de combustible (hidrógeno) produce la mayor reducción, siendo esta de 0.12%, seguido muy de cerca por el flujo másico total que provoca una reducción de 0.10% y finalmente el flujo de oxígeno con una reducción en la porosidad de 0.07%.



(a)



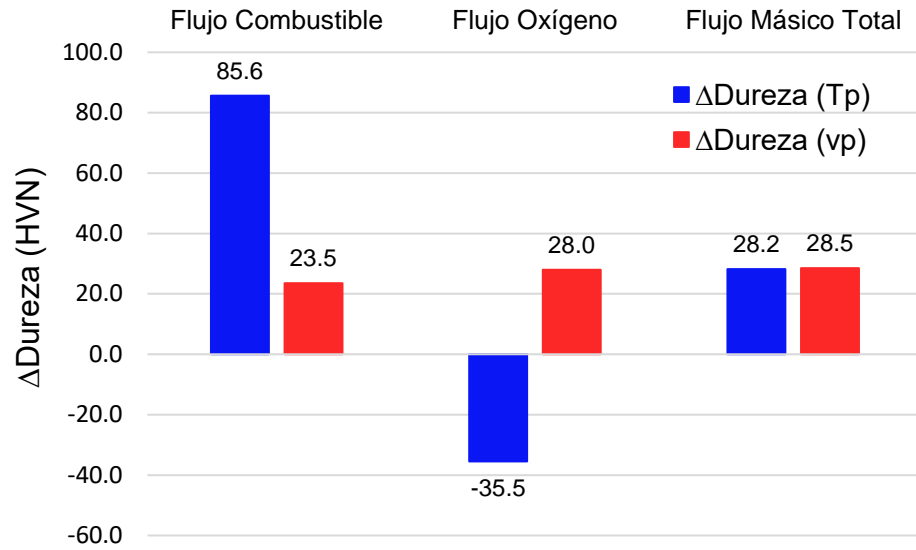
(b)

Figura 5.37. Variación de la (a) dureza y de la (b) porosidad estimada de los recubrimientos a partir de las variables utilizadas en la combustión del hidrógeno.

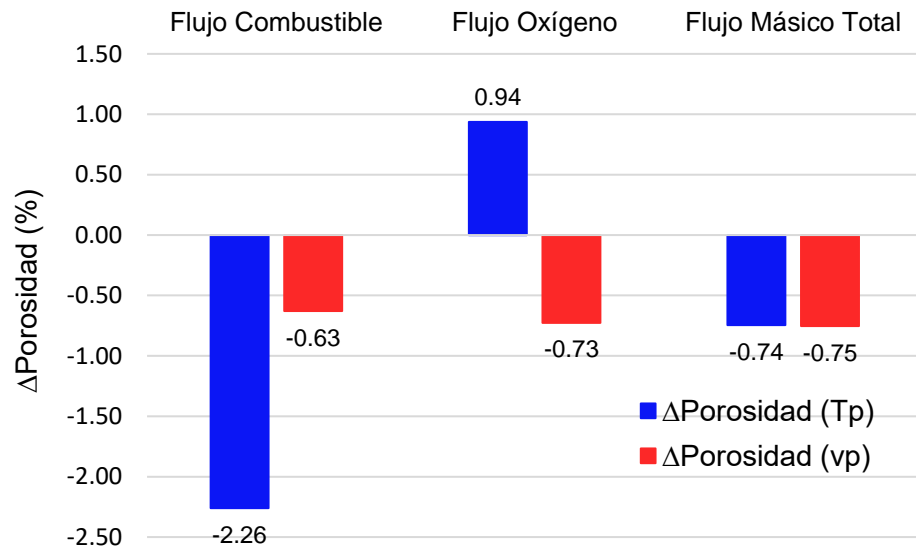
La Figura 5.38 presenta el cambio de la dureza y de la porosidad de los recubrimientos cuando la temperatura de la partícula varía (barras azules) y cuando la velocidad de la partícula varía (barras rojas) en la combustión del propileno.

En base a los resultados de la Figura 5.38(a) se observa que el cambio de la dureza de los recubrimientos a partir de la modificación de la temperatura de la partícula presenta una tendencia similar a lo ocurrido en la combustión del queroseno. Para este caso, el mayor incremento en la dureza se da cuando aumenta el flujo de combustible (propileno), siendo el aumento de 85.6 HVN, seguido por el aumento del flujo másico total, el cual produce un incremento en la dureza de 28.9 HVN. Por otra parte, el aumento del flujo de oxígeno al disminuir la temperatura de la partícula va a producir una disminución de la dureza de los recubrimientos, siendo esta de 35.5 HVN. En relación al cambio de la dureza producido por la variación de la velocidad de la partícula es posible observar nuevamente que en todos los casos la dureza del recubrimiento aumenta, sin embargo, el aumento del flujo másico total es la variable que produce el mayor aumento, siendo este de 28.5 HVN, seguido por el aumento del flujo de oxígeno con 28.0 HVN y al final el aumento del flujo de combustible (propileno) con un incremento en la dureza de 23.5 HVN.

A partir de los resultados de la Figura 5.38(b) es posible comentar que el cambio de la porosidad estimada de los recubrimientos producido por la modificación de la temperatura de la partícula se ve mayormente modificada por el aumento del flujo de combustible (propileno), ya que la porosidad disminuye en un 2.26%, seguido por el aumento del flujo másico total, que produce una reducción en la porosidad de 0.74%. Por otra parte, dado que el aumento del flujo de oxígeno reduce la temperatura de la partícula, la porosidad se ve afectada negativamente presentando un incremento de 0.94%. En tanto, el efecto de la velocidad de la partícula muestra que en todos los casos la porosidad se reduce, pero, el aumento del flujo másico es la variable que contribuye en mayor medida a la reducción con un valor de 0.75%, seguido del aumento del flujo de oxígeno, el cual reduce la porosidad en un 0.73%, y finalmente el aumento del flujo de combustible (propileno) que produce una reducción en la porosidad de 0.63%.



(a)



(b)

Figura 5.38. Variación de la (a) dureza y de la (b) porosidad estimada de los recubrimientos a partir de las variables utilizadas en la combustión del propileno.

5.8. Estimación del Desgaste Abrasivo

En esta sección se presenta el desgaste abrasivo estimado de los recubrimientos a partir de la dureza y porosidad obtenidos a partir de la sección 5.7. Para ello se hace uso de las relaciones empíricas obtenidas a partir de los datos recolectados de la literatura y presentados en la sección 5.5.

La Figura 5.39 presenta el cambio del desgaste abrasivo cuando la dureza y la porosidad del recubrimiento varía para la combustión del queroseno. La Figura 5.39(a) presenta la variación del desgaste abrasivo cuando la dureza cambia producto de la variación de la temperatura (barras verdes) y de la velocidad de la partícula (barras rojas). Mientras que la Figura 5.39(b) presenta la variación del desgaste abrasivo producto de la porosidad cuando varía la temperatura (barras verdes) y la velocidad de la partícula (barras rojas).

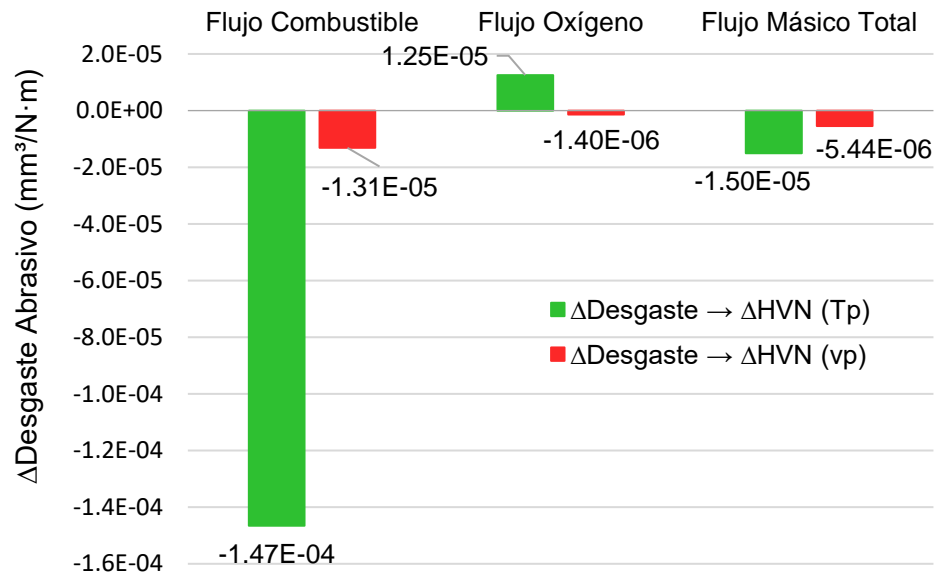
A partir de la Figura 5.39(a) se puede comentar que la mayor reducción del desgaste abrasivo producto del aumento de la dureza (modificada por la temperatura de la partícula) es por el incremento del flujo de combustible. Es posible decir al respecto que el aumento del flujo másico total también reduce el desgaste abrasivo, pero el aumento del flujo de combustible lo reduce un orden de magnitud más, siendo este de $1.47 \cdot 10^{-4}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) en comparación con la disminución del desgaste abrasivo producido por el aumento del flujo másico total, el cual es de $1.50 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$). Por otra parte, debido a que el aumento del flujo de oxígeno disminuye la temperatura de la partícula y, como consecuencia la dureza del recubrimiento, el desgaste abrasivo aumenta, alcanzado un valor de $1.25 \cdot 10^{-4}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

Dentro de la misma Figura 5.39(a) se puede comentar que la velocidad de la partícula al incrementar en todos los casos va a producir un aumento en la dureza de los recubrimientos, lo que va a causar la disminución del desgaste abrasivo en todos los casos. Sin embargo, nuevamente el aumento del flujo de combustible produce la mayor reducción del desgaste abrasivo, siendo prácticamente también un orden de magnitud mayor en comparación con el aumento del flujo de oxígeno y del flujo másico total. En base a los valores obtenidos, la reducción del desgaste abrasivo producto del aumento

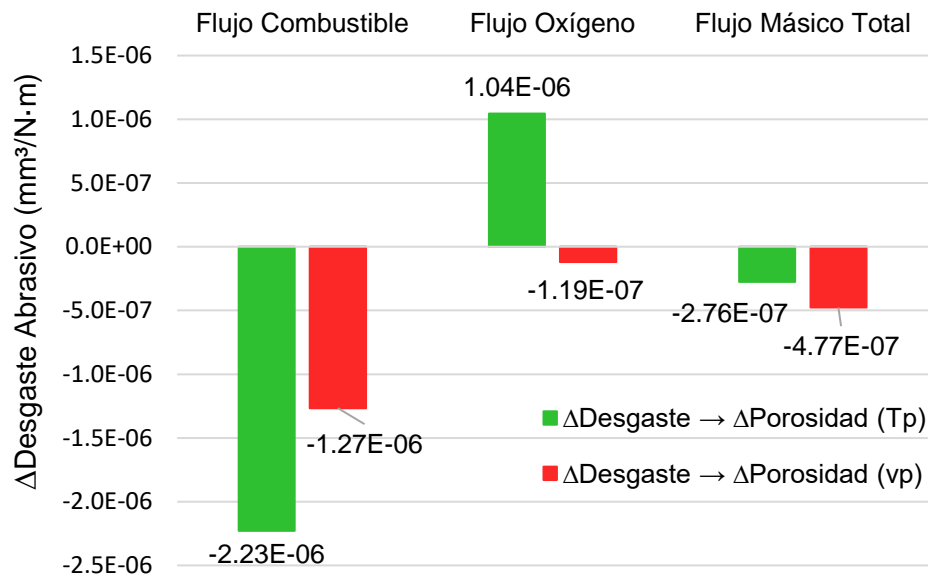
del flujo de combustible es de $1.31 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), seguido por el aumento del flujo másico total, el cual reduce el desgaste en $5.44 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) y finalmente el aumento del flujo de oxígeno, que reduce el desgaste abrasivo en $1.40 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

De la Figura 5.39(b) se puede decir que la mayor reducción del desgaste abrasivo producto de la disminución de la porosidad (causada por el aumento de la temperatura de la partícula) es provocada por el aumento del flujo de combustible, el cual produce una reducción del desgaste abrasivo de prácticamente un orden de magnitud, en comparación con el aumento del flujo másico total, el cual también produce la reducción del desgaste abrasivo. Numéricamente, el aumento del flujo de combustible reduce el desgaste abrasivo en $2.23 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), mientras que el flujo másico total lo hace en $2.76 \cdot 10^{-7}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$). También, es posible comentar que el flujo de oxígeno al disminuir la temperatura de la partícula produce un aumento en la porosidad, lo que se va a ver reflejado en un aumento del desgaste abrasivo, siendo de $1.04 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

De la Figura 5.39(b) también se puede comentar que la velocidad de la partícula al incrementar en todos los casos, va a producir una disminución de la porosidad de los recubrimientos, lo que va a causar la disminución del desgaste abrasivo para todos los casos. Aquí también el aumento del flujo de combustible es la variable que produce la mayor reducción del desgaste abrasivo en un orden de magnitud aproximadamente. Numéricamente la reducción del desgaste abrasivo producto del aumento del flujo de combustible es de $1.27 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), seguido por el aumento del flujo másico total con $4.77 \cdot 10^{-7}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) y, finalmente el aumento del flujo de oxígeno con $1.19 \cdot 10^{-7}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).



(a)



(b)

Figura 5.39. Evolución del desgaste abrasivo: (a) efecto de la dureza estimada de los recubrimientos y (b) efecto de la porosidad estimada de los recubrimientos en la combustión del queroseno.

La Figura 5.40 presenta el cambio del desgaste abrasivo cuando la dureza y la porosidad del recubrimiento varía para la combustión del hidrógeno. La Figura 5.40(a) presenta la variación del desgaste abrasivo cuando la dureza cambia producto de la variación de la temperatura (barras celestes) y de la velocidad de la partícula (barras rojas). Mientras que la Figura 5.40(b) presenta la variación del desgaste abrasivo cuando la porosidad

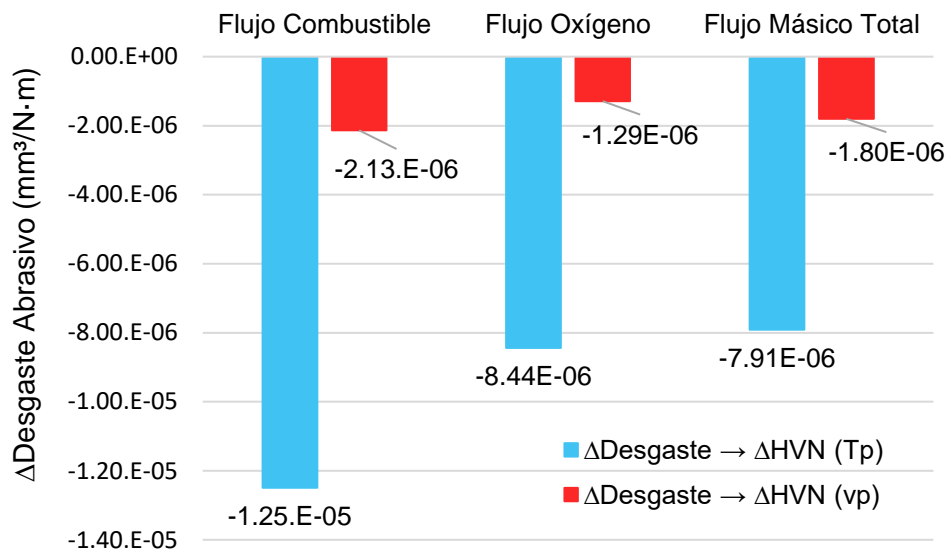
cambia producto de la variación de la temperatura (barras celestes) y de la velocidad de la partícula (barras rojas).

A partir de la Figura 5.40(a) se puede comentar que la mayor reducción del desgaste abrasivo producto del aumento de la dureza (debido al aumento de la temperatura de la partícula) se debe al incremento del flujo de combustible, alcanzado un valor de $1.25 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$). En este caso, el aumento del flujo de oxígeno es la variable que produce la segunda mayor reducción del desgaste abrasivo con un valor de $8.44 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) seguido en último lugar por el aumento del flujo másico total que provoca una reducción de $7.91 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

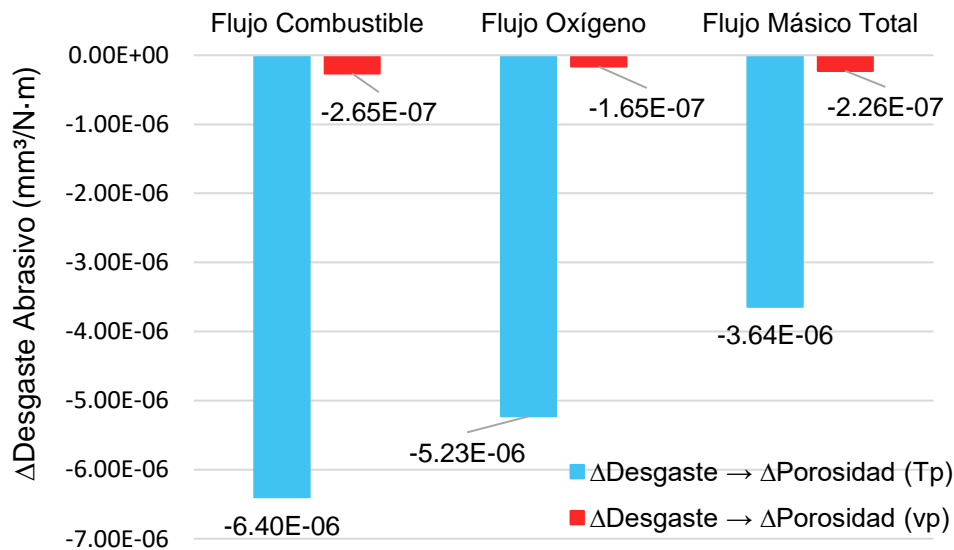
En la misma Figura 5.40(a), dado que el incremento de la velocidad de la partícula aumenta la dureza, en todos los casos se observa una disminución del desgaste abrasivo. Sin embargo, es posible mencionar a modo general que no existen diferencias tan marcadas entre cada una de variables. Numéricamente, el aumento del flujo de combustible es la variable que contribuye en mayor medida a la disminución del desgaste abrasivo, siendo este de $2.13 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), seguido del flujo de másico total, cuya reducción alcanza $1.80 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) y finalmente el flujo de oxígeno, que contribuye en menor medida a la reducción del desgaste abrasivo, con un valor de $1.29 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

De la Figura 5.40(b) se puede comentar que la reducción del desgaste abrasivo producto de la disminución de la porosidad (a causa del aumento de la temperatura de la partícula) se produce para todas las variables analizadas, cuyos resultados están en el mismo orden de magnitud. Ahora bien, el aumento del flujo de combustible es la variable que produce la mayor reducción del desgaste abrasivo, siendo este de $6.40 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), seguido por el aumento del flujo de oxígeno, que reduce el desgaste abrasivo en $5.23 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) y por último el aumento del flujo másico total, que causa una reducción de $3.64 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

De acuerdo a los resultados asociados a la variación del desgaste abrasivo a causa de la variación de la porosidad (debido a la velocidad de la partícula) se observa que en todos los casos el desgaste abrasivo disminuye y que se encuentran en el mismo orden de magnitud. Sin embargo, el aumento del flujo de combustible es la variable que produce la mayor reducción del desgaste abrasivo con un $2.65 \cdot 10^{-7}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), seguido por el aumento del flujo másico total con $2.26 \cdot 10^{-7}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) y finalmente el aumento del flujo de oxígeno con $1.65 \cdot 10^{-7}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).



(a)



(b)

Figura 5.40. Evolución del desgaste abrasivo: (a) efecto de la dureza estimada de los recubrimientos y (b) efecto de la porosidad estimada de los recubrimientos en la combustión del hidrógeno.

La Figura 5.41 y la Figura 5.42 presentan el cambio del desgaste abrasivo cuando la dureza y la porosidad del recubrimiento varía en la combustión del propileno. La Figura 5.41 presenta la variación del desgaste abrasivo cuando la dureza cambia producto de la variación de la temperatura (barras azules) y de la velocidad de la partícula (barras rojas). Mientras que la Figura 5.42 presenta la variación del desgaste abrasivo cuando la porosidad cambia producto de la variación de la temperatura (barras azules) y de la velocidad de la partícula (barras rojas).

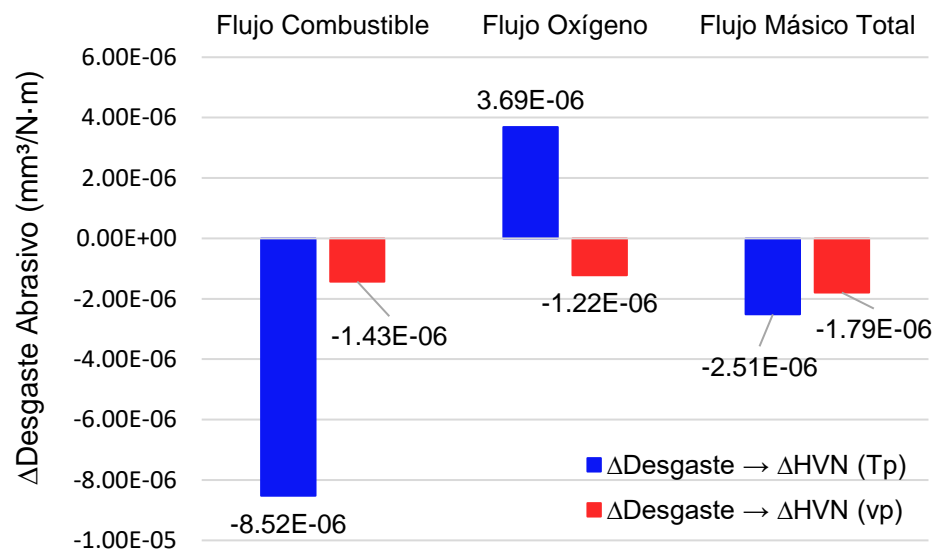
A partir de la Figura 5.41 se puede comentar que tanto el aumento del flujo de combustible como el del flujo másico total producen una reducción en el desgaste abrasivo debido al aumento de la dureza (a causa del aumento de la temperatura de la partícula). Ambas variables producen una disminución dentro del mismo orden de magnitud, sin embargo, el incremento del flujo de combustible disminuye en mayor medida el desgaste abrasivo con un valor de $8.52 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), mientras que el aumento del flujo másico total reduce el desgaste abrasivo en $2.51 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$). Por otra parte, debido a que el aumento del flujo de oxígeno disminuye la temperatura de la partícula, la dureza del recubrimiento disminuye lo que genera un aumento del desgaste abrasivo, el cual es de $3.69 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

En la misma Figura 5.41 dado que el incremento de la velocidad de la partícula aumenta la dureza, en todos los casos se observa una disminución del desgaste abrasivo. Sin embargo, las diferencias no son muy grandes, por lo que no hay una variable que domina más sobre otra. A pesar de ello se puede decir que el aumento del flujo de másico total es la variable que disminuye más del desgaste abrasivo, siendo este de $1.79 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), seguido del flujo de combustible, cuya reducción alcanza $1.43 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) y finalmente el flujo de oxígeno, que contribuye en menor medida a la reducción del desgaste abrasivo, con un valor de $1.22 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

De la Figura 5.42 se puede decir que la mayor reducción del desgaste abrasivo producto de la disminución de la porosidad (a causa del aumento de la temperatura de la partícula) corresponde al aumento del flujo de combustible, el cual produce una reducción del

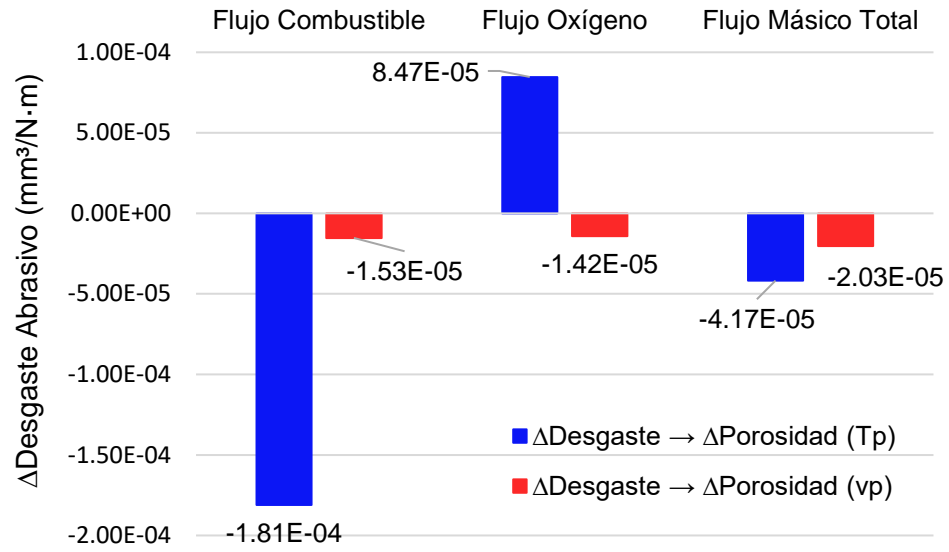
desgaste abrasivo de $1.81 \cdot 10^{-4}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$). La otra variable que contribuye a la reducción del desgaste abrasivo es el aumento del flujo másico total, cuya reducción alcanza el valor de $4.17 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$). Dado que el aumento del flujo de oxígeno disminuye la temperatura y aumenta la porosidad produce que el desgaste abrasivo incremente en $8.47 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).

De acuerdo a los resultados asociados a la variación del desgaste abrasivo a causa de la variación de la porosidad (debido a la velocidad de la partícula) se observa que en todos los casos el desgaste abrasivo disminuye. Ahora bien, los resultados se mueven en el mismo orden de magnitud, no existiendo un variable que domine más sobre otra. A pesar de ello, el aumento del flujo másico total es la variable que produce la mayor reducción del desgaste abrasivo con un $2.03 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$), seguido por el aumento del flujo de combustible con $1.53 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) y finalmente el aumento del flujo de oxígeno con $1.42 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$).



(a)

Figura 5.41. Evolución del desgaste abrasivo: (a) efecto de la dureza estimada de los recubrimientos en la combustión del propileno.



(b)

Figura 5.42. Continuación Figura 5.41. Evolución del desgaste abrasivo: (b) efecto de la porosidad estimada de los recubrimientos en la combustión del propileno.

CONCLUSIONES

En base a lo expuesto en el trabajo se permiten llegar a las siguientes conclusiones que serán útiles para el desarrollo de futuros trabajos experimentales en procesos HVOF:

1. Las simulaciones computacionales realizadas en las pistolas JP5000 (combustión queroseno) y DJ2700 (combustión hidrógeno y propileno) mostraron que el flujo de combustible es la variable que produce el mayor aumento en la temperatura de la partícula con un incremento de alrededor de 30%, 7% y 10% para la combustión del queroseno, hidrógeno y propileno respectivamente. En tanto que la velocidad de la partícula aumenta principalmente por el flujo de combustible en la combustión del queroseno y del hidrógeno con alrededor de un 20% y 11% respectivamente, mientras que, en la combustión del propileno, el flujo másico produjo el mayor aumento en la velocidad de la partícula con alrededor de un 7%.
2. Las simulaciones mostraron que no existe influencia de la presión de los gases al interior de la cámara de combustión sobre la temperatura de las partículas, ya que esta variable está determinada por la proporción entre el combustible y el oxígeno. Por otra parte, la velocidad de la partícula está influenciada por la presión de los gases en la combustión del hidrógeno y del propileno, mientras que en la combustión del queroseno la presión de los gases al interior de la cámara de combustión va a ser directamente proporcional con la velocidad de la partícula solo hasta que la fracción de oxígeno incremente afectando la velocidad de la partícula.
3. Según las relaciones empíricas que relacionan las características de las partículas con las características de los recubrimientos se observó para los tres combustibles que un aumento en la temperatura de la partícula produce un aumento de la dureza, lo que se debe a la presencia de la fase W_2C , la cual es más dura que los carburos primarios (WC) presentes en los polvos iniciales. También se observó para los tres combustibles que la temperatura de las partículas es inversamente proporcional a la porosidad, esto se debe a que el aumento de la temperatura

produce que el líquido de las partículas fundidas llene los espacios vacíos al momento del impacto

4. Según los datos de la literatura, los tres combustibles mostraron que el aumento en la velocidad de la partícula incrementa la dureza y disminuye la porosidad de los recubrimientos. Esto se debe al aumento en la energía cinética de las partículas. Esto causa la formación de recubrimientos más compactos, con baja cantidad de poros y como consecuencia con mayor dureza.
5. En base a las relaciones empíricas obtenidas entre las características de los recubrimientos y el desgaste abrasivo se obtuvo que un aumento en la dureza de los recubrimientos produce una disminución del desgaste abrasivo. Esta mejora según la literatura se debe a la homogénea distribución de los carburos de tungsteno (WC) primarios y a la presencia de la fase W_2C . También se obtuvo que el aumento en la porosidad de los recubrimientos causa un aumento del desgaste abrasivo. Esto se debe a que aumenta el número de sitios donde una grieta puede nuclear, la cual se va a propagar e interconectar con otras para producir la pérdida de material.
6. En la combustión del queroseno, el aumento de la dureza y la disminución de la porosidad ocurrió por el aumento de la temperatura y de la velocidad de la partícula (ambas a causa del aumento del flujo de combustible). El aumento de la dureza dado al aumento de la temperatura de la partícula fue de 512.2 HVN, mientras que el aumento de la dureza debido al incremento de la velocidad de la partícula fue de 214.2 HVN. La disminución de la porosidad producida por el aumento de la temperatura de la partícula fue de 0.89%, en tanto que, la disminución de la porosidad dado el incremento de la velocidad de la partícula fue de 0.53%.
7. En la combustión del hidrógeno, la dureza aumentó y la porosidad disminuyó a causa del aumento de la temperatura y de la velocidad de la partícula (ambas debido al aumento del flujo de combustible). El aumento de la dureza provocado

por el aumento de la temperatura de la partícula fue de 127.2 HVN, mientras que el aumento de la dureza debido al incremento de la velocidad de la partícula fue de 86.9 HVN. En tanto que, la disminución de la porosidad a causa del aumento de la temperatura de la partícula fue de 1.07%, mientras que la disminución de la porosidad dado el incremento de la velocidad de la partícula fue de 0.12%.

8. En la combustión del propileno, el aumento de la dureza y la disminución de la porosidad se debió al aumento de la temperatura de la partícula (debido al aumento del flujo de combustible) y al aumento de la velocidad de la partícula (a causa del aumento del flujo másico total). El aumento de la dureza debido al aumento de la temperatura de la partícula fue de 85.6 HVN, mientras que el aumento de la dureza a causa del incremento de la velocidad de la partícula fue de 28.5 HVN. Por otra parte, la disminución de la porosidad debido al aumento de la temperatura de la partícula fue de 2.26%, en tanto que, la disminución de la porosidad dado el incremento de la velocidad de la partícula fue de 0.75%.
9. En la combustión del queroseno, el flujo de combustible fue la variable que tuvo mayor impacto en la disminución del desgaste abrasivo. Dado que el aumento del flujo de combustible causó un aumento de la temperatura y de la velocidad de la partícula, incrementando la dureza y disminuyendo la porosidad de los recubrimientos, el desgaste abrasivo disminuyó en $1.47 \cdot 10^{-4}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) a causa del aumento de la dureza y en $1.35 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) debido a la disminución de la porosidad (ambos casos debido al aumento de la temperatura de la partícula). De la misma manera, dado el aumento de la velocidad de la partícula, el desgaste abrasivo se redujo en $2.23 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) debido al aumento de la dureza y en $1.27 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) a causa de la disminución de la porosidad.
10. En la combustión del hidrógeno, el flujo de combustible fue la variable que tuvo mayor incidencia en la disminución del desgaste abrasivo. Puesto que el aumento del flujo de combustible produjo un incremento de la temperatura y de la velocidad de la partícula, aumentando la dureza y disminuyendo la porosidad, el desgaste

abrasivo se redujo en $1.25 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) debido al aumento de la dureza y en $2.13 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) a causa de la disminución de la porosidad. En tanto que, el aumento de la velocidad de la partícula por causa del aumento del flujo de combustible produjo que el desgaste abrasivo disminuyera en $6.40 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) debido al aumento en la dureza y en un $2.65 \cdot 10^{-7}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) producto de la disminución de la porosidad.

11. En la combustión del propileno, el flujo de combustible y el flujo másico total fueron las variables que tuvieron mayor incidencia en la disminución del desgaste abrasivo. Dado que el incremento del flujo de combustible produjo un aumento de la temperatura de la partícula, aumentando la dureza y disminuyendo la porosidad, el desgaste abrasivo se redujo en $8.52 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) debido al aumento de la dureza y en $1.79 \cdot 10^{-6}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) a causa de la reducción de la porosidad. Por otra parte, el aumento de la velocidad de la partícula, producto del aumento del flujo másico total causó que el desgaste abrasivo disminuyera en $1.81 \cdot 10^{-4}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) debido al aumento en la dureza y en $2.03 \cdot 10^{-5}$ ($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$) debido a la disminución de la porosidad.
12. La hipótesis planteada se cumple parcialmente, ya que en la combustión del hidrógeno y del propileno a medida que aumentó la presión en la cámara de combustión, la velocidad de la partícula incrementó, causando una disminución de la porosidad y un aumento de la dureza, teniendo como consecuencia una reducción del desgaste abrasivo. Por otra parte, en la combustión del queroseno esto no se cumplió completamente, ya que, cuando la presión en la cámara de combustión incrementó de tal manera de que a la salida la presión de los gases se encontraba por sobre la presión atmosférica, la velocidad de la partícula disminuyó, reduciendo la dureza y aumentando la porosidad, causando que el desgaste abrasivo disminuyera.

ANEXOS

A1. Tablas de Condiciones Experimentales (Literatura)

A continuación, se presentan las tablas con los datos recolectados a partir de la literatura y que dan origen a la Figura 4.3.

Tabla A1.1. Datos experimentales de la literatura asociados a la combustión del queroseno

Referencia	Flujo Queroseno (L/h)	Flujo Oxígeno (L/min)	Flujo Gas Carrier (L/min)	Distancia Rociado (mm)
(-)	(L/h)	(L/min)	(L/min)	(mm)
[49]	18.93	802.3	10.85	300
[49]	22.71	896.7	10.85	300
[49]	26.50	991.1	10.85	300
[49]	26.50	896.7	10.85	350
[49]	18.93	991.1	10.85	350
[49]	22.71	802.3	10.85	350
[49]	22.71	991.1	10.85	400
[49]	26.50	802.3	10.85	400
[49]	18.93	896.7	10.85	400
[84]	22.80	850.0	10	326
[84]	24.60	990.0	10	353
[84]	26.40	920.0	10	380
[84]	26.40	990.0	10	326
[84]	22.80	920.0	10	353
[84]	24.60	850.0	10	380
[84]	24.60	920.0	10	326
[84]	26.40	850.0	10	353
[84]	22.80	990.0	10	380
[140]	21.24	825.9	10.85	300
[140]	19.50	837.7	10.85	300
[93]	22.68	873.0	10.85	380
[2]	24.75	950.0	45	350
[2]	24.75	950.0	45	350
[2]	24.75	950.0	45	350
[2]	24.75	950.0	45	350
[50]	22.80	1038.0		380
[50]	22.80	1038.0		380
[52]	24.61	920.3		370
[52]	22.71	920.3		370
[12]	22.98	1050.0		380
[12]	22.98	1050.0		380

[1]	21.48	814.1	9.91	300
[1]	20.50	814.1	9.91	300
[44]	19.80	850.0	12	360
[44]	19.80	850.0	12	360
[41]	23.76	935.0	10.83	380
[141]	22.71	943.9		300
[141]	22.71	943.9		385
[141]	22.71	943.9		450
[94]	20.40	896.0		370
[94]	20.40	896.0		370
[94]	20.40	1023.3		380
[21]	24.75	950.0	45	380
[24]	25.00	800.0		360
[26]	23.10	875.0		380
[31]	23.10	875.0		330
[136]	25.75	950.0	45	350
[142]	27.00	850.0	7.5	
[143]	22.68	933.3		370
[143]	22.68	933.3		370
[143]	22.68	933.3		370
[74]	23.10	709.0	10	300
[74]	23.10	749.0	10	300
[74]	23.10	769.0	10	300
[74]	23.10	788.0	10	300
[74]	23.10	820.0	10	300
[74]	23.10	850.0	10	300
[74]	23.10	875.0	10	300
[74]	23.10	900.0	10	300
[74]	23.10	950.0	10	300
[74]	23.10	990.0	10	300
[74]	18.12	900.0	10	300
[74]	20.52	900.0	10	300
[74]	25.32	900.0	10	300
[144]	24.61	944.0		330
[144]	24.61	944.0		330
[46]	22.74	873.0	11	380
[145]	24.00	940.0		330
[77]	18.93	849.5	10.85	330
[77]	22.71	943.9	10.85	330
[77]	26.50	1038.3	10.85	330
[77]	26.50	943.9	10.85	380
[77]	18.93	1038.3	10.85	380
[77]	22.71	849.5	10.85	380
[77]	22.71	1038.3	10.85	430
[77]	26.50	849.5	10.85	430

[77]	18.93	943.9	10.85	430
[146]	25.98	910.0	7.5	380
[146]	25.98	910.0	7.5	380
[146]	25.98	910.0	7.5	380
[147]	15.30	650.0	10	170
[128]	27.60	961.0		380
[128]	27.60	961.0		380
[128]	22.80	961.0		380
[128]	22.80	961.0		380
[148]	20.20	708.3		203
[148]	15.87	708.3		381
[148]	27.86	976.7		381
[148]	21.89	976.7		203
[148]	24.69	708.3		203
[148]	29.63	850.0		381
[148]	25.54	976.7		203
[148]	22.22	850.0		203
[148]	15.87	708.3		203
[148]	17.49	613.3		203
[148]	21.38	613.3		203
[148]	25.54	976.7		203
[148]	13.45	471.7		203

Tabla A1.2. Datos experimentales de la literatura asociados a la combustión del queroseno

Referencia (-)	Flujo Hidrógeno (L/min)	Flujo Oxígeno (L/min)	Flujo Aire (L/min)	Flujo Gas Carrier (L/min)	Distancia Rociado (mm)
[73]	560	200	350		220
[73]	560	200	350		220
[73]	680	230	370		220
[7], [149]	609	231		20	290
[7], [149]	609	231		20	250
[7], [149]	545	175		20	290
[7], [149]	652	228		20	270
[7], [149]	578	202		20	270
[7]	578	202		20	270
[7]	578	202		20	270
[7]	636	204		20	250
[7], [149]	504	176		20	270
[100]	635	215	350	14	230
[100]	605	245	350	20	230
[100]	635	215	350	14	230
[100]	605	245	350	20	230
[150]	565	225	350	14	

[150]	580	233	350	14	
[150]	605	246	350	14	
[150]	610	205	350	14	
[150]	635	216	350	14	
[150]	665	230	350	14	
[150]	645	185	350	14	
[150]	660	192	350	14	
[150]	710	212	350	14	
[98]	640	240		16.5	300
[98]	640	240		16.5	300
[151]	681.5	229.8	369.4		229
[74]	634	230	343	12	260
[74]	634	260	343	12	260
[74]	634	270	343	12	260
[74]	634	280	343	12	260
[74]	600	230	343	12	260
[74]	600	280	343	12	260
[74]	614	300	343	12	260
[144]	684.33	230.83			230
[144]	684.33	230.83			230
[145]	636	188	334		254
[145]	731	276	731		229
[60]	344	214			230
[60]	344	214			230
[60]	600	214			230
[45]	640	240		17	250
[152]	642	241		17	300
[152]	623	212		21	200
[148]	618.33	195	328.33	15	229
[148]	618.33	195	396.67	15	229
[148]	750	266.67	328.33	15	229
[148]	750	195	396.67	15	229
[148]	618.33	266.67	328.33	23.33	229
[148]	618.33	195	413.33	23.33	229
[148]	750	195	328.33	23.33	229
[148]	728.33	260	371.67	23.33	229
[148]	563.33	230	286.67	23.33	229
[148]	773.33	230	286.67	23.33	229
[148]	563.33	195	286.67	23.33	229
[148]	475	195	286.67	23.33	229
[148]	420	145	286.67	23.33	229

Tabla A1.3. Datos experimentales de la literatura asociados a la combustión del propileno

Referencia	Flujo Propileno (L/min)	Flujo Oxígeno (L/min)	Flujo Aire (L/min)	Flujo Gas Carrier (L/min)	Distancia Rociado (mm)
[93]	64.2	481.4		26.9	180
[47]	77	252.5	375		
[47]	77	345	375		
[47]	77	252.5	500		
[153]	66.07	264.29			250
[153]	83.06	272.79			200
[73]	50	230	350		220
[73]	80	270	400		220
[128]	77	253	384	17.5	225
[128]	77	253	384	17.5	225
[128]	77	152	384	17.5	225
[128]	85	253	384	17.5	225
[128]	85	253	384	17.5	225
[128]	77	253	384	12	225
[128]	77	253	400	17.5	225
[128]	77	253	384	17.5	305
[128]	77	253	384	17.5	150
[148]	61.67	231.67	371.67	15	229
[148]	61.67	306.67	421.67	15	229
[148]	91.67	300	371.67	15	229
[148]	103.33	231.67	421.67	15	229
[148]	61.67	313.33	371.67	23.33	229
[148]	61.67	231.67	455	23.33	229
[148]	103.33	231.67	371.67	23.33	229
[148]	95	273.33	371.67	23.33	229
[148]	46.67	273.33	286.67	23.33	229
[148]	118.33	273.33	286.67	23.33	229
[148]	48.33	231.67	286.67	23.33	229
[148]	43.33	231.67	286.67	23.33	229
[148]	43.33	170	286.67	23.33	229

A2. Obtención de los Límites Operacionales

La construcción de las líneas rojas segmentadas que se observan en la Figura 4.3 para cada uno de los combustibles se construye haciendo uso de la medida estadística de los cuartiles. Esto se hace con el objetivo de ver la presencia de valores atípicos dado la gran cantidad de datos recolectados de la literatura y también establecer los rangos de

operación para el flujo de combustible y de oxígeno, de los cuales se seleccionan las condiciones para la simulación.

Para realizar esto, se hace uso de los datos presentados en las Tabla A1.1, Tabla A1.2 y Tabla A1.3, de las cuales se calcula el valor mínimo, máximo, del cuartil 1 (Q1), del cuartil 2 (Q2) y del cuartil 3 (Q3) haciendo uso de los comandos respectivos proporcionados por MS Excel. Esto se hace en las columnas correspondientes al flujo de combustible (queroseno, hidrógeno y propileno) y al flujo de oxígeno. Con dichos valores se calcula el rango intercuartil, el cual será útil para establecer los límites inferior y superior de los datos recolectados de la literatura. A continuación, se presenta la expresión:

$Rango\ Intercuartil\ (RIC) = Q_3 - Q_1$	(A2.1)
--	--------

Haciendo uso del RIC se calcula el límite inferior y el límite superior a partir de las siguientes expresiones:

$Límite\ Inferior = Q_1 - 1.5 \cdot RIC$	(A2.2)
$Límite\ Superior = Q_3 + 1.5 \cdot RIC$	(A2.3)

La Tabla A2.1 presenta los valores calculados para cada combustible, donde en amarillo se destaca el límite inferior (L_i) y en verde el límite superior (L_s), los cuales corresponden a las líneas segmentadas que aparecen en la Figura 4.3 para cada combustible.

Tabla A2.1. Resumen de los cálculos realizados para encontrar los límites operacionales

	Queroseno	Oxígeno	Hidrógeno	Oxígeno	Propileno	Oxígeno
Mínimo	13.45	471.00	344.00	145.00	43.33	152.00
Q1	21.97	850.00	585.00	200.50	61.67	231.67
Q2	22.98	910.00	620.67	226.50	77.00	253.00
Q3	24.75	950.00	644.25	240.00	82.30	273.20
Máximo	29.63	1050.00	773.33	300.00	118.33	481.40
RIC	2.78	100.00	59.25	39.50	20.63	41.53
L_i	17.80	700.00	496.13	141.25	30.73	169.38
L_s	28.92	1100.00	733.13	299.25	113.23	335.48

A3. Determinación del Flujo de Gas Carrier y del Flujo de Aire

Para determinar el valor de las variables que se mantienen constantes, las cuales son el flujo de gas carrier y el flujo de aire (solo pistola DJ2700) se construyen tablas de frecuencia. Estas tablas se arman tomando los datos presentados en las Tabla A1.1, Tabla A1.2 y Tabla A1.3 y calculando algunos valores que son útiles para poder armar este tipo de tablas. Dentro de los valores que se calculan están el número de datos, el rango, el número de intervalos y la amplitud del intervalo. Las expresiones a utilizar son las siguientes:

<i>N° Datos: "datos disponibles para la variable en cuestión"</i>	
$Rango = (Valor\ Máximo - Valor\ Mínimo)$	(A3.1)
$N°\ Intervalos\ (n) = 1 + 3.322 \cdot \log_{10}(N°\ Datos)$	(A3.2)
$Amplitud = \frac{Rango}{N°\ Clases}$	(A3.3)

A continuación, la Tabla A3.1 presenta el resumen de los cálculos para el flujo de gas carrier en los tres combustibles utilizados.

Tabla A3.1. Resumen de los principales valores calculados para el flujo de gas carrier

	Flujo Gas Carrier (Queroseno)	Flujo Gas Carrier (Hidrógeno)	Flujo Gas Carrier (Propileno)
Número Datos	54	47	23
Rango	4.5	11.33	14.9
N° Intervalo (n)	7	7	6
Amplitud	0.64	1.62	2.48

Haciendo uso de los valores de "Amplitud" obtenidos a partir de la Tabla A3.1 se pueden construir las tablas de frecuencia para el flujo de gas carrier para cada combustible. Para hacer esto la tabla se tiene que dividir en los "n" intervalos calculados. A continuación, se sitúa el valor mínimo y máximo en cada intervalo, siendo el mínimo de todos los valores el "valor mínimo" para el intervalo 1, mientras que para encontrar el "valor máximo" solo

se suma la amplitud calculada. Para los sucesivos intervalos, el valor máximo del intervalo previo es el mínimo del siguiente intervalo. También se calcula la frecuencia absoluta, es decir, el número de valores que están contenidos en el intervalo “n”. Finalmente, la última columna llamada “Promedio” calcula el promedio de los valores contenidos en el intervalo, siendo el valor seleccionado aquel que tiene la mayor frecuencia y que en las Tabla A3.2, Tabla A3.3 y Tabla A3.4 está marcado en amarillo.

Tabla A3.2. Cálculo del flujo de gas carrier constante para la combustión del queroseno

Intervalo	Mínimo	Máximo	Frecuencia	Promedio
1	7.5	8.14	4	7.5
2	8.14	8.79	0	(-)
3	8.79	9.43	0	(-)
4	9.43	10.07	25	9.9928
5	10.07	10.71	0	(-)
6	10.71	11.36	23	10.86
7	11.36	12.00	2	12

Tabla A3.3. Cálculo del flujo de gas carrier constante para la combustión del hidrógeno

Intervalo	Mínimo	Máximo	Frecuencia	Promedio
1	12	13.62	7	12
2	13.62	15.24	15	14.27
3	15.24	16.86	2	16.5
4	16.86	18.47	2	17
5	18.47	20.09	11	20
6	20.09	21.71	1	21
7	21.71	23.33	9	23.33

Tabla A3.4. Cálculo del flujo de gas carrier constante para la combustión del propileno

Intervalo	Mínimo	Máximo	Frecuencia	Promedio
1	12	14.48	1	12
2	14.48	16.97	4	15
3	16.97	19.45	9	17.5
4	19.45	21.93	0	(-)
5	21.93	24.42	8	23.33
6	24.42	26.90	1	26.9

Para el flujo de aire se procede de la misma manera, con la excepción que es solo aplicable para la combustión del hidrógeno y del propileno. La Tabla A3.5 muestra el resumen de los datos calculados.

Tabla A3.5. Resumen de los principales valores calculados para el flujo de aire

	Flujo Aire (Hidrógeno)	Flujo Aire (Propileno)
N° Datos	38	27
Rango	126.66	213.33
N° Intervalos	7	6
Amplitud	18.09	35.56

A partir de los resultados presentados en la Tabla A3.5 se pueden construir las respectivas tablas de frecuencia, donde el valor seleccionado se destaca en color amarillo.

Tabla A3.6. Cálculo del flujo de aire constante para la combustión del hidrógeno

Intervalo	Mínimo	Máximo	Frecuencia	Promedio
1	286.67	304.76	5	286.67
2	304.76	322.86	0	(-)
3	322.86	340.95	5	329.46
4	340.95	359.05	22	347.77
5	359.05	377.14	3	370.36
6	377.14	395.24	0	(-)
7	395.24	413.33	3	402.22

Tabla A3.7. Cálculo del flujo de aire constante para la combustión del propileno

Intervalo	Mínimo	Máximo	Frecuencia	Promedio
1	286.67	322.23	5	286.67
2	322.23	357.78	1	350
3	357.78	393.34	15	378.69
4	393.34	428.89	4	410.84
5	428.89	464.45	1	455
6	464.45	500.00	1	500

A4. Datos de Desgaste Abrasivo

Tabla A4.1. Desgaste abrasivo en función de la dureza de recubrimientos (datos de la literatura)

Referencia	Dureza	Ensayo	Desgaste Abrasivo
(-)	(HVN)	(-)	(mm ³ /N·m)
[84]	1239	ASTM G105	4.629·10 ⁻⁶
[84]	1219	ASTM G105	4.158·10 ⁻⁶
[84]	1097	ASTM G105	6.170·10 ⁻⁶
[84]	1209	ASTM G105	4.592·10 ⁻⁶

[84]	1282	ASTM G105	$2.315 \cdot 10^{-6}$
[84]	1267	ASTM G105	$2.205 \cdot 10^{-6}$
[84]	1276	ASTM G105	$1.328 \cdot 10^{-6}$
[84]	1301	ASTM G105	$1.218 \cdot 10^{-6}$
[84]	1341	ASTM G105	$3.815 \cdot 10^{-7}$
[79]	1147	2 cuerpos	$3.850 \cdot 10^{-6}$
[63]	1225	2 cuerpos	$8.342 \cdot 10^{-5}$
[63]	835	2 cuerpos	$9.922 \cdot 10^{-6}$
[93]	1289	ASTM G105	$4.727 \cdot 10^{-6}$
[93]	1047	ASTM G105	$1.463 \cdot 10^{-5}$
[122]	1250	ASTM G65	$2.744 \cdot 10^{-5}$
[122]	920	ASTM G65	$3.645 \cdot 10^{-5}$
[122]	1343	ASTM G65	$2.939 \cdot 10^{-5}$
[122]	997	ASTM G65	$3.920 \cdot 10^{-5}$
[2]	1106	ASTM G65	$4.000 \cdot 10^{-5}$
[2]	1300	ASTM G65	$1.479 \cdot 10^{-5}$
[2]	1472	ASTM G65	$1.424 \cdot 10^{-5}$
[2]	1348	ASTM G65	$1.589 \cdot 10^{-5}$
[6]	1326	ASTM G65	$1.612 \cdot 10^{-6}$
[6]	1369	ASTM G65	$1.395 \cdot 10^{-6}$
[3]	836	ASTM G65	$3.769 \cdot 10^{-5}$
[81]	1306	ASTM G65	$6.741 \cdot 10^{-6}$
[81]	1597	ASTM G65	$5.186 \cdot 10^{-6}$
[81]	1448	ASTM G65	$5.341 \cdot 10^{-6}$
[81]	1518	ASTM G65	$4.771 \cdot 10^{-6}$
[81]	1604	ASTM G65	$5.497 \cdot 10^{-5}$
[47]	1094	ASTM G65	$1.390 \cdot 10^{-5}$
[47]	1094	ASTM G65	$1.140 \cdot 10^{-5}$
[47]	1046	ASTM G65	$1.740 \cdot 10^{-5}$
[44]	1270	2 cuerpos	$9.460 \cdot 10^{-6}$
[44]	1148	2 cuerpos	$9.303 \cdot 10^{-6}$
[41]	1207	ASTM G105	$1.029 \cdot 10^{-5}$
[7]	1107	ASTM G65	$3.948 \cdot 10^{-5}$
[7]	1330	ASTM G65	$3.989 \cdot 10^{-5}$
[7]	1248	ASTM G65	$3.792 \cdot 10^{-5}$
[7]	928	ASTM G65	$4.343 \cdot 10^{-5}$
[100]	1265	ASTM G65	$3.425 \cdot 10^{-5}$
[100]	1088	ASTM G65	$4.714 \cdot 10^{-6}$
[100]	1302	ASTM G65	$4.311 \cdot 10^{-6}$
[100]	1147	ASTM G65	$4.069 \cdot 10^{-6}$
[154]	1159	ASTM G65	$4.030 \cdot 10^{-5}$
[150]	1021	ASTM G65	$7.100 \cdot 10^{-6}$
[150]	1195	ASTM G65	$5.356 \cdot 10^{-6}$
[150]	1242	ASTM G65	$5.274 \cdot 10^{-6}$
[150]	1259	ASTM G65	$5.761 \cdot 10^{-6}$

[150]	1382	ASTM G65	$3.732 \cdot 10^{-6}$
[150]	1470	ASTM G65	$3.976 \cdot 10^{-6}$
[150]	1310	ASTM G65	$3.895 \cdot 10^{-6}$
[150]	1472	ASTM G65	$3.367 \cdot 10^{-6}$
[150]	1507	ASTM G65	$3.611 \cdot 10^{-6}$
[94]	1420	ASTM G105	$2.682 \cdot 10^{-6}$
[94]	1341	ASTM G105	$3.573 \cdot 10^{-6}$
[94]	1176	ASTM G105	$4.522 \cdot 10^{-6}$
[121]	989.9	ASTM G105	$7.261 \cdot 10^{-6}$
[121]	963.8	ASTM G105	$8.743 \cdot 10^{-6}$
[155]	1296	ASTM G65	$7.558 \cdot 10^{-5}$
[156]	1101	ASTM G65	$2.170 \cdot 10^{-5}$
[156]	1045	ASTM G65	$3.170 \cdot 10^{-5}$
[156]	1101	ASTM G105	$7.496 \cdot 10^{-5}$
[156]	1045	ASTM G105	$1.211 \cdot 10^{-4}$
[132]	1126	ASTM G105	$1.584 \cdot 10^{-5}$
[132]	1241	ASTM G105	$2.504 \cdot 10^{-5}$

Tabla A4.2. Desgaste abrasivo en función de la porosidad de recubrimientos (datos de la literatura)

Referencia	Porosidad	Ensayo	Desgaste Abrasivo
(-)	(%)	(-)	($\text{mm}^3/\text{N}\cdot\text{m}$)
[84]	0.26	ASTM G105	$4.629 \cdot 10^{-6}$
[84]	0.36	ASTM G105	$4.158 \cdot 10^{-6}$
[84]	1.36	ASTM G105	$6.170 \cdot 10^{-6}$
[84]	1.40	ASTM G105	$4.592 \cdot 10^{-6}$
[84]	0.28	ASTM G105	$1.949 \cdot 10^{-6}$
[84]	0.38	ASTM G105	$1.218 \cdot 10^{-6}$
[84]	0.21	ASTM G105	$3.815 \cdot 10^{-7}$
[79]	0.8	2 cuerpos	$3.850 \cdot 10^{-5}$
[79]	0.65	2 cuerpos	$3.018 \cdot 10^{-5}$
[63]	1.70	2 cuerpos	$8.342 \cdot 10^{-5}$
[63]	1.00	2 cuerpos	$9.922 \cdot 10^{-5}$
[93]	0.6	ASTM G105	$4.727 \cdot 10^{-6}$
[93]	1.70	ASTM G105	$1.463 \cdot 10^{-5}$
[122]	3.90	ASTM G65	$2.744 \cdot 10^{-5}$
[122]	4.10	ASTM G65	$3.645 \cdot 10^{-5}$
[122]	2.00	ASTM G65	$2.939 \cdot 10^{-5}$
[6]	1.10	ASTM G65	$1.612 \cdot 10^{-6}$
[6]	1.00	ASTM G65	$1.395 \cdot 10^{-6}$
[3]	2.10	ASTM G65	$3.769 \cdot 10^{-5}$
[81]	0.42	ASTM G65	$6.741 \cdot 10^{-6}$
[81]	0.23	ASTM G65	$5.186 \cdot 10^{-6}$
[81]	0.19	ASTM G65	$5.341 \cdot 10^{-6}$

[81]	0.17	ASTM G65	$5.496 \cdot 10^{-6}$
[44]	1.20	2 cuerpos	$9.460 \cdot 10^{-6}$
[44]	1.10	2 cuerpos	$9.303 \cdot 10^{-6}$
[41]	0.13	ASTM G105	$1.029 \cdot 10^{-5}$
[7]	1.20	ASTM G65	$3.948 \cdot 10^{-5}$
[7]	0.50	ASTM G65	$3.989 \cdot 10^{-5}$
[7]	0.20	ASTM G65	$3.792 \cdot 10^{-2}$
[7]	3.30	ASTM G65	$4.344 \cdot 10^{-5}$
[100]	1.90	ASTM G65	$3.425 \cdot 10^{-6}$
[100]	2.04	ASTM G65	$4.714 \cdot 10^{-6}$
[100]	0.84	ASTM G65	$4.311 \cdot 10^{-6}$
[100]	0.70	ASTM G65	$4.069 \cdot 10^{-6}$
[121]	1.00	ASTM G105	$7.261 \cdot 10^{-6}$
[121]	1.90	ASTM G105	$8.743 \cdot 10^{-6}$

BIBLIOGRAFÍA

- [1] L. Thakur, N. Arora, R. Jayaganthan, and R. Sood, "An investigation on erosion behavior of HVOF sprayed WC-CoCr coatings," *Appl. Surf. Sci.*, vol. 258, no. 3, pp. 1225–1234, 2011, doi: 10.1016/j.apsusc.2011.09.079.
- [2] A. K. Maiti, N. Mukhopadhyay, and R. Raman, "Improving the wear behavior of WC-CoCr-based HVOF coating by surface grinding," *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 18, no. 8, pp. 1060–1066, 2009, doi: 10.1007/s11665-009-9354-5.
- [3] J. K. N. Murthy and B. Venkataraman, "Abrasive wear behaviour of WC-CoCr and Cr₃C₂-20(NiCr) deposited by HVOF and detonation spray processes," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 200, no. 8, pp. 2642–2652, 2006, doi: 10.1016/j.surfcoat.2004.10.136.
- [4] J. M. Guilemany, J. M. Miguel, S. Vizcaino, and F. Climent, "Role of three-body abrasion wear in the sliding wear behaviour of WC-Co coatings obtained by thermal spraying," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 140, no. 2, pp. 141–146, 2001, doi: 10.1016/S0257-8972(01)01033-7.
- [5] S. A. Galedari, A. Mahdavi, F. Azarmi, Y. Huang, and A. McDonald, *A Comprehensive Review of Corrosion Resistance of Thermally-Sprayed and Thermally-Diffused Protective Coatings on Steel Structures*. 2019.
- [6] K. Kumari, K. Anand, M. Bellacci, and M. Giannozzi, "Effect of microstructure on abrasive wear behavior of thermally sprayed WC-10Co-4Cr coatings," *Wear*, vol. 268, no. 11–12, pp. 1309–1319, 2010, doi: 10.1016/j.wear.2010.02.001.
- [7] L. Zhao, M. Maurer, F. Fischer, R. Dicks, and E. Lugscheider, "Influence of spray parameters on the particle in-flight properties and the properties of HVOF coating of WC-CoCr," *Wear*, vol. 257, no. 1–2, pp. 41–46, 2004, doi: 10.1016/j.wear.2003.07.002.
- [8] I. Hulka, V. A. Şerban, I. Secoşan, P. Vuoristo, and K. Niemi, "Wear properties of CrC-37WC-18M coatings deposited by HVOF and HVOF spraying processes," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 210, pp. 15–20, 2012, doi: 10.1016/j.surfcoat.2012.07.077.
- [9] G. C. Saha and T. I. Khan, "The corrosion and wear performance of microcrystalline WC-10Co-4Cr and near-nanocrystalline WC-17Co high velocity oxy-fuel sprayed

- coatings on steel substrate," *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 41, no. 11, pp. 3000–3009, 2010, doi: 10.1007/s11661-010-0296-1.
- [10] R. C. Panziera, W. H. Flores, M. A. D. Tier, and A. C. C. de Oliveira, "Comparison of abrasive wear by rice husk of an HVOF WC–Co–Cr-based coating and an electric arc sprayed coating based on Fe–Cr–B–Si," *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 41, no. 8, 2019, doi: 10.1007/s40430-019-1832-6.
- [11] R. E. Kumar, M. Kamaraj, S. Seetharamu, and A. K. S., "A pragmatic approach and quantitative assessment of silt erosion characteristics of HVOF and HVOF processed WC-CoCr coatings and 16Cr5Ni steel for hydro turbine applications," *Mater. Des.*, vol. 132, pp. 79–95, 2017, doi: 10.1016/j.matdes.2017.06.046.
- [12] V. Matikainen *et al.*, "Erosion wear performance of WC-10Co4Cr and Cr3C2-25NiCr coatings sprayed with high-velocity thermal spray processes," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 370, no. August 2018, pp. 196–212, 2019, doi: 10.1016/j.surfcoat.2019.04.067.
- [13] L. Thakur and N. Arora, "A comparative study on slurry and dry erosion behaviour of HVOF sprayed WC-CoCr coatings," *Wear*, vol. 303, no. 1–2, pp. 405–411, 2013, doi: 10.1016/j.wear.2013.03.028.
- [14] D. Kumar Goyal, H. Singh, H. Kumar, and V. Sahni, "Slurry erosion behaviour of HVOF sprayed WC-10Co-4Cr and Al₂O₃+13TiO₂ coatings on a turbine steel," *Wear*, vol. 289, pp. 46–57, 2012, doi: 10.1016/j.wear.2012.04.016.
- [15] J. F. Santa, L. A. Espitia, J. A. Blanco, S. A. Romo, and A. Toro, "Slurry and cavitation erosion resistance of thermal spray coatings," *Wear*, vol. 267, no. 1–4, pp. 160–167, 2009, doi: 10.1016/j.wear.2009.01.018.
- [16] B. S. Mann and V. Arya, "Abrasive and erosive wear characteristics of plasma nitriding and HVOF coatings: Their application in hydro turbines," *Wear*, vol. 249, no. 5–6, pp. 354–360, 2001, doi: 10.1016/S0043-1648(01)00537-3.
- [17] J. Singh, S. Kumar, and S. K. Mohapatra, "An erosion and corrosion study on thermally sprayed WC-Co-Cr powder synergized with Mo₂C/Y₂O₃/ZrO₂ feedstock powders," *Wear*, vol. 438–439, no. September 2018, 2019, doi: 10.1016/j.wear.2019.01.082.
- [18] Q. Wang, Z. Tang, and L. Cha, "Cavitation and Sand Slurry Erosion Resistances of

- WC-10Co-4Cr Coatings,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 24, no. 6, pp. 2435–2443, 2015, doi: 10.1007/s11665-015-1496-z.
- [19] D. K. Goyal, H. Singh, and H. Kumar, “Characterization and Accelerated Erosion Testing of WC-Co-Cr- and CoNiCrAlY-Coated CA6NM Turbine Steel,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 28, no. 7, pp. 1363–1378, 2019, doi: 10.1007/s11666-019-00897-7.
- [20] H. J. Amarendra *et al.*, “Combined Slurry and Cavitation Erosion Resistance of HVOF Thermal Spray Coated Stainless Steel,” *Mater. Today Proc.*, vol. 4, pp. 465–470, 2017, doi: 10.1016/j.matpr.2017.01.046.
- [21] B. S. Mann, V. Arya, A. K. Maiti, M. U. B. Rao, and P. Joshi, “Corrosion and erosion performance of HVOF/TiAlN PVD coatings and candidate materials for high pressure gate valve application,” *Wear*, vol. 260, pp. 75–82, 2006, doi: 10.1016/j.wear.2004.12.045.
- [22] A. kumar, A. Sharma, and S. K. Goel, “Erosion behaviour of WC–10Co–4Cr coating on 23-8-N nitronic steel by HVOF thermal spraying,” *Appl. Surf. Sci.*, vol. 370, pp. 418–426, 2016, doi: 10.1016/j.apsusc.2016.02.163.
- [23] H. Singh, K. Goyal, and D. K. Goyal, “Experimental Investigations on Slurry Erosion Behaviour of HVOF and HVOLF Sprayed Coatings on Hydraulic Turbine Steel,” *Trans. Indian Inst. Met.*, vol. 70, no. 6, pp. 1585–1592, 2017, doi: 10.1007/s12666-016-0956-y.
- [24] S. Y. Cui, Q. Miao, W. P. Liang, B. Z. Huang, Z. Ding, and B. W. Chen, “Slurry Erosion Behavior of F6NM Stainless Steel and High-Velocity Oxygen Fuel-Sprayed WC-10Co-4Cr Coating,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 26, no. 3, pp. 473–482, 2017, doi: 10.1007/s11666-016-0515-4.
- [25] A. Bansal, J. Singh, and H. Singh, “Slurry Erosion Behavior of HVOF-Sprayed WC-10Co-4Cr Coated SS 316 Steel with and Without PTFE Modification,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 28, no. 7, pp. 1448–1465, 2019, doi: 10.1007/s11666-019-00903-y.
- [26] G. Prakash and S. K. Nath, “Slurry erosion behaviour of micron sized TiC modified WC-10Co-4Cr coating on 13/4 martensitic stainless steel by high velocity oxy fuel process,” *Mater. Today Proc.*, vol. 5, no. 9, pp. 17333–17341, 2018, doi:

10.1016/j.matpr.2018.04.146.

- [27] J. F. Santa, J. C. Baena, and A. Toro, "Slurry erosion of thermal spray coatings and stainless steels for hydraulic machinery," *Wear*, vol. 263, no. 1-6 SPEC. ISS., pp. 258–264, 2007, doi: 10.1016/j.wear.2006.12.061.
- [28] S. Bhandari, H. Singh, H. Kumar, and V. Rastogi, "Slurry Erosion Performance Study of Detonation Gun-Sprayed WC-10Co-4Cr Coatings on CF8M Steel Under Hydro-Accelerated Conditions," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 21, no. September, pp. 1054–1064, 2012, doi: 10.1007/s11666-012-9799-1.
- [29] T. Manisekaran, M. Kamaraj, S. M. Sharrif, and S. V. Joshi, "Slurry erosion studies on surface modified 13Cr-4Ni steels: Effect of angle of impingement and particle size," *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 16, no. 5, pp. 567–572, 2007, doi: 10.1007/s11665-007-9068-5.
- [30] K. Sugiyama, S. Nakahama, S. Hattori, and K. Nakano, "Slurry wear and cavitation erosion of thermal-sprayed cermets," *Wear*, vol. 258, no. 5–6, pp. 768–775, 2005, doi: 10.1016/j.wear.2004.09.006.
- [31] G. Nath and S. Kumar, "Studies on Slurry Erosion Behavior of HVOF Applied Y2O3-Added WC–10Co–4Cr Cermet on 13-4 Martensitic Stainless Steel," *Metallogr. Microstruct. Anal.*, vol. 7, no. 2, pp. 133–142, 2018, doi: 10.1007/s13632-018-0426-5.
- [32] G. A. Ludwig, C. F. Malfatti, R. M. Schroeder, V. Z. Ferrari, and I. L. Muller, "WC10Co4Cr coatings deposited by HVOF on martensitic stainless steel for use in hydraulic turbines: Resistance to corrosion and slurry erosion," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 377, no. January, 2019, doi: 10.1016/j.surfcoat.2019.124918.
- [33] P. Guangjie, W. Zhengwei, X. Yexiang, and L. Yongyao, "Abrasion predictions for Francis turbines based on liquid-solid two-phase fluid simulations," *Eng. Fail. Anal.*, vol. 33, pp. 327–335, 2013, doi: 10.1016/j.engfailanal.2013.06.002.
- [34] Wikipedia, "Francis turbine," 2021. https://en.wikipedia.org/w/index.php?title=Francis_turbine&oldid=998259431.
- [35] D. Affatato, S.; Brando, "Chapter 1 - Introduction to wear phenomena of orthopaedic implants," in *Wear of Orthopaedic Implants and Artificial Joints*, 2013, pp. 3–26.
- [36] M. R. Dorfman, "Chapter 22 - Thermal Spray Coatings," in *Handbook of*

Environmental Degradation of Materials, 2018, pp. 469–488.

- [37] A. K. Rai, A. Kumar, and T. Staubli, “Analytical modelling and mechanism of hydro-abrasive erosion in pelton buckets,” *Wear*, vol. 436–437, no. July, 2019, doi: 10.1016/j.wear.2019.203003.
- [38] R. K. Kumar, M. Kamaraj, S. Seetharamu, T. Pramod, and P. Sampathkumaran, “Effect of Spray Particle Velocity on Cavitation Erosion Resistance Characteristics of HVOF and HVOF Processed 86WC-10Co4Cr Hydro Turbine Coatings,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 25, no. 6, pp. 1217–1230, 2016, doi: 10.1007/s11666-016-0427-3.
- [39] G. Shivamurthy, R. C., Kamaraj, M., Nagarajan, R., Shariff, S. M., Padmanabham, “Chapter 7- Laser surface modification of steel for slurry erosion resistance in power plants,” in *Laser Surface Modification of Alloys for Corrosion and Erosion Resistance*, 2012, pp. 177–288.
- [40] “saVRee.” <https://savree.com/en>.
- [41] Q. Wang, S. Luo, S. Wang, H. Wang, and C. S. Ramachandran, “Wear, erosion and corrosion resistance of HVOF-sprayed WC and Cr₃C₂ based coatings for electrolytic hard chrome replacement,” *Int. J. Refract. Met. Hard Mater.*, vol. 81, no. November 2018, pp. 242–252, 2019, doi: 10.1016/j.ijrmhm.2019.03.010.
- [42] G. Bolelli, L. M. Berger, M. Bonetti, and L. Lusvarghi, “Comparative study of the dry sliding wear behaviour of HVOF-sprayed WC-(W,Cr)₂C-Ni and WC-CoCr hardmetal coatings,” *Wear*, vol. 309, no. 1–2, pp. 96–111, 2014, doi: 10.1016/j.wear.2013.11.001.
- [43] C. Lyphout *et al.*, “Tribological Properties of Hard Metal Coatings Sprayed by High-Velocity Air Fuel Process,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 25, no. 1–2, pp. 331–345, 2016, doi: 10.1007/s11666-015-0285-4.
- [44] S. G. Vashishtha, Nitesh., Khatirkar, R. K., Sapate, “Tribological behaviour of HVOF sprayed WC-12Co, WC-10Co-4Cr and Cr₃C₂-25NiCr coatings,” *Tribol. Int.*, vol. 105, pp. 55–68, 2017, doi: 10.1016/j.triboint.2010.02.017.
- [45] S. M. Nahvi and M. Jafari, “Microstructural and mechanical properties of advanced HVOF-sprayed WC-based cermet coatings,” *Surf. Coatings Technol.*, vol. 286, pp. 95–102, 2016.

- [46] M. Barletta, G. Bolelli, B. Bonferroni, and L. Lusvarghi, "Wear and corrosion behavior of HVOF-sprayed WC-CoCr coatings on Al alloys," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 19, no. 1–2, pp. 358–367, 2010, doi: 10.1007/s11666-009-9387-1.
- [47] M. Magnani *et al.*, "Influence of HVOF parameters on the corrosion and wear resistance of WC-Co coatings sprayed on AA7050 T7," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 202, no. 19, pp. 4746–4757, 2008, doi: 10.1016/j.surfcoat.2008.04.055.
- [48] H. Wang, H. Lu, X. Song, X. Yan, X. Liu, and Z. Nie, "Corrosion resistance enhancement of WC cermet coating by carbides alloying," *Corros. Sci.*, vol. 147, no. November 2018, pp. 372–383, 2019, doi: 10.1016/j.corosci.2018.11.028.
- [49] S. Hong *et al.*, "Effect of spray parameters on the corrosion behavior of HVOF sprayed WC-Co-Cr coatings," *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 23, no. 4, pp. 1434–1439, 2014, doi: 10.1007/s11665-014-0865-3.
- [50] J. A. R. Wesmann, S. Kuroda, and N. Espallargas, "The Role of Oxide Tribofilms on Friction and Wear of Different Thermally Sprayed WC-CoCr," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 26, no. 3, pp. 492–502, 2017, doi: 10.1007/s11666-017-0522-0.
- [51] J. Yuan, Q. Zhan, J. Huang, S. Ding, and H. Li, "Decarburization mechanisms of WC-Co during thermal spraying: Insights from controlled carbon loss and microstructure characterization," *Mater. Chem. Phys.*, vol. 142, no. 1, pp. 165–171, 2013, doi: 10.1016/j.matchemphys.2013.06.052.
- [52] X. Ding, X. D. Cheng, J. Shi, C. Li, C. Q. Yuan, and Z. X. Ding, "Influence of WC size and HVOF process on erosion wear performance of WC-10Co4Cr coatings," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 96, no. 5–8, pp. 1615–1624, 2018, doi: 10.1007/s00170-017-0795-y.
- [53] H. Li, G. Chen, G. Zhang, K. Zhang, and G. Luo, "Characteristics of the interface of a laser-quenched steel substrate and chromium electroplate," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 201, pp. 902–907, 2006, doi: 10.1016/j.surfcoat.2006.01.011.
- [54] M. H. Sohi, A. A. Kashi, and S. M. M. Hadavi, "Comparative tribological study of hard and crack-free electrodeposited chromium coatings," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 138, pp. 219–222, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(03)00075-X.
- [55] S. Tanthadiloke, P. Kittisupakorn, P. Boriboonsri, and I. M. Mujtaba, "Devise of a W serpentine shape tube heat exchanger in a hard chromium electroplating process,"

- Chinese Journal Chem. Eng.*, vol. 27, pp. 218–225, 2019.
- [56] H. Khani and J. F. Brennecke, “Hard chromium composite electroplating on high-strength stainless steel from a Cr(III)-ionic liquid solution,” *Electrochem. commun.*, vol. 107, pp. 1–5, 2019.
- [57] D. K. Aspinwall and J. Sima, “Hard chromium plating of EDT mill work rolls,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 92–93, pp. 281–287, 1999.
- [58] S. Hossein, M. Soltanieh, and H. Aghajani, “Repairing the cracks network of hard chromium electroplated layers using plasma nitriding technique,” *Vacuum*, vol. 127, pp. 1–9, 2016.
- [59] E. Bozyazı, M. Ürgen, and A. F. Çakır, “Comparison of reciprocating wear behaviour of electrolytic hard chrome and arc-PVD CrN coatings,” *Wear*, vol. 256, pp. 832–839, 2004, doi: 10.1016/S0043-1648(03)00523-4.
- [60] J. G. De Blas, J. C. Hoyo, R. Muelas, A. Santaballa, S. Ulargui, and P. Valle, “HVOF-Deposited WCCoCr as Replacement for Hard Cr in Landing Gear Actuators,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 20, pp. 1292–1309, 2011, doi: 10.1007/s11666-011-9686-1.
- [61] P. Taylor *et al.*, “Effect of Grinding on the Residual Stress and Adhesion Strength of HVOF Thermally Sprayed WC-10Co-4Cr Coating,” *Mater. Manuf. Process.*, vol. 29, pp. 1139–1151, 2014, doi: 10.1080/10426914.2014.930893.
- [62] V. Katranidis, S. Gu, D. C. Cox, M. J. Whiting, and S. Kamnis, “FIB-SEM Sectioning Study of Decarburization Products in the Microstructure of HVOF-Sprayed WC-Co Coatings,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 27, no. 5, pp. 898–908, 2018, doi: 10.1007/s11666-018-0721-3.
- [63] M. Jalali Azizpour and M. Tolouei-Rad, “The effect of spraying temperature on the corrosion and wear behavior of HVOF thermal sprayed WC-Co coatings,” *Ceram. Int.*, vol. 45, no. 11, pp. 13934–13941, 2019, doi: 10.1016/j.ceramint.2019.04.091.
- [64] OEHHA, “Efectos del Cromo Hexavalente Sobre la Salud,” 2016.
- [65] M. Bielewski, “Chapter 23-Replacing cadmium and chromium,” in *Corrosion Fatigue and Environmentally Assisted Cracking in Aging Military Vehicles (La fatiga-corrosion et la fissuration en milieu ambiant des véhicules militaires vieillissants)*, vol. 323, no. March, 2011.

- [66] G. Bolelli, R. Giovanardi, and L. Lusvarghi, "Corrosion resistance of HVOF-sprayed coatings for hard chrome replacement," *Corros. Sci.*, vol. 48, pp. 3375–3397, 2006, doi: 10.1016/j.corsci.2006.03.001.
- [67] A. Wank, B. Wielage, H. Pokhmurska, E. Friesen, and G. Reisel, "Comparison of hardmetal and hard chromium coatings under different tribological conditions," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 201, pp. 1975–1980, 2006, doi: 10.1016/j.surfcoat.2006.04.058.
- [68] L. Wang, Y. Gao, Q. Xue, H. Liu, and T. Xu, "A novel electrodeposited Ni – P gradient deposit for replacement of conventional hard chromium," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 200, pp. 3719–3726, 2006, doi: 10.1016/j.surfcoat.2004.10.016.
- [69] K. Yin and C. M. Wang, "A study on the deposit uniformity of hard chromium plating on the interior of small-diameter tubes," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 114, pp. 213–223, 1999.
- [70] S. Kamnis and S. Gu, "Study of in-flight and impact dynamics of nonspherical particles from HVOF guns," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 19, no. 1–2, pp. 31–41, 2010, doi: 10.1007/s11666-009-9382-6.
- [71] S. Kamnis and S. Gu, "3-D modelling of kerosene-fuelled HVOF thermal spray gun," *Chem. Eng. Sci.*, vol. 61, no. 16, pp. 5427–5439, 2006, doi: 10.1016/j.ces.2006.04.005.
- [72] H. Tabbara and S. Gu, "Computational simulation of liquid-fuelled HVOF thermal spraying," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 204, no. 5, pp. 676–684, 2009, doi: 10.1016/j.surfcoat.2009.09.005.
- [73] F. Tarasi, M. S. Mahdipoor, A. Dolatabadi, M. Medraj, and C. Moreau, "HVOF and HVOF Coatings of Agglomerated Tungsten Carbide-Cobalt Powders for Water Droplet Erosion Application," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 25, no. 8, pp. 1711–1723, 2016, doi: 10.1007/s11666-016-0465-x.
- [74] J. A. Picas, M. Punset, M. T. Baile, E. Martín, and A. Forn, "Effect of oxygen/fuel ratio on the in-flight particle parameters and properties of HVOF WC-CoCr coatings," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 205, no. SUPPL. 2, pp. 364–368, 2011, doi: 10.1016/j.surfcoat.2011.03.129.
- [75] C. Lyphout, P. Nylen, and L. G. Östergren, "Adhesion strength of HVOF sprayed

- IN718 coatings,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 21, no. 1, pp. 86–95, 2012, doi: 10.1007/s11666-011-9689-y.
- [76] E. Sadeghimeresht, N. Markocsan, and P. Nylén, “Microstructural characteristics and corrosion behavior of HVOF- and HVOF-sprayed Fe-based coatings,” *Surf. Coatings Technol.*, vol. 318, pp. 365–373, 2017, doi: 10.1016/j.surfcoat.2016.11.088.
- [77] S. Hong, Y. Wu, B. Wang, Y. Zheng, W. Gao, and G. Li, “High-velocity oxygen-fuel spray parameter optimization of nanostructured WC – 10Co – 4Cr coatings and sliding wear behavior of the optimized coating,” *Mater. Des.*, vol. 55, pp. 286–291, 2014.
- [78] K. Murugan, A. Ragupathy, V. Balasubramanian, and K. Sridhar, “Optimizing HVOF spray process parameters to attain minimum porosity and maximum hardness in WC – 10Co – 4Cr coatings,” *Surf. Coatings Technol.*, vol. 247, pp. 90–102, 2014.
- [79] L. Thakur and N. Arora, “Sliding and abrasive wear behavior of WC-CoCr coatings with different carbide sizes,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 22, no. 2, pp. 574–583, 2013, doi: 10.1007/s11665-012-0265-5.
- [80] M. Oksa, E. Turunen, T. Suhonen, T. Varis, and S.-P. Hannula, “Optimization and Characterization of High Velocity Oxy-fuel Sprayed Coatings: Techniques, Materials, and Applications,” *Coatings*, vol. 1, pp. 17–52, 2011, doi: 10.3390/coatings1010017.
- [81] T. Suhonen *et al.*, “The effect of microstructure on mechanical properties of HVOF sprayed WC-CoCr composite coatings,” *Tribologia*, vol. 28, no. 1–2, pp. 14–28, 2009.
- [82] X. Guo, M. P. Planche, J. Chen, and H. Liao, “Relationships between in-flight particle characteristics and properties of HVOF sprayed WC-CoCr coatings,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 214, no. 2, pp. 456–461, 2014, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2013.09.029.
- [83] W. Tillmann, E. Vogli, I. Baumann, G. Matthaeus, and T. Ostrowski, “Influence of the HVOF Gas Composition on the Thermal Spraying of WC-Co Submicron Powders (- 8 + 1 μm) to Produce Superfine Structured Cermet Coatings,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 17, no. December, pp. 924–932, 2008, doi: 10.1007/s11666-

008-9234-9.

- [84] Q. Wang, Z. Chen, L. Li, and G. Yang, "The parameters optimization and abrasion wear mechanism of liquid fuel HVOF sprayed bimodal WC-12Co coating," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 206, no. 8–9, pp. 2233–2241, 2012, doi: 10.1016/j.surfcoat.2011.09.071.
- [85] D. Cheng, Q. Xu, G. Trapaga, E. J. Lavernia, and I. Introduction, "A Numerical Study of High-Velocity Oxygen Fuel Thermal Spraying Process. Part I: Gas Phase Dynamics," *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 32, pp. 1609–1620, 2001.
- [86] J. Pan, S. Hu, L. Yang, K. Ding, and B. Ma, "Numerical analysis of flame and particle behavior in an HVOF thermal spray process," *Mater. Des.*, vol. 96, pp. 370–376, 2016.
- [87] M. Li and P. D. Christofides, "Multi-scale modeling and analysis of an industrial HVOF thermal spray process," *Chem. Eng. Sci.*, vol. 60, pp. 3649–3669, 2005, doi: 10.1016/j.ces.2005.02.043.
- [88] S. Kamnis, S. Gu, T. J. Lu, and C. Chen, "Computational simulation of thermally sprayed WC – Co powder," *Comput. Mater. Sci.*, vol. 43, pp. 1172–1182, 2008, doi: 10.1016/j.commatsci.2008.03.015.
- [89] Z. Zhou, Y. Chen, Z. Hu, B. Shen, and X. Liang, "Numerical Investigation of Particles in Warm-Particle Peening-Assisted High-Velocity Oxygen Fuel (WPPA-HVOF) Spraying," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 29, no. 7, pp. 1682–1694, 2020, doi: 10.1007/s11666-020-01063-0.
- [90] S. Kamnis and S. Gu, "Numerical modelling of propane combustion in a high velocity oxygen-fuel thermal spray gun," *Chem. Eng. Process. Process Intensif.*, vol. 45, no. 4, pp. 246–253, 2006, doi: 10.1016/j.cep.2005.06.011.
- [91] T. Shamim, C. Xia, and P. Mohanty, "Modeling and analysis of combustion assisted thermal spray processes," *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 46, no. 8, pp. 755–767, 2007, doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2006.10.005.
- [92] C. Li, X. Gao, D. Zhang, H. Gao, X. Han, and B. Zhang, "Numerical Investigation on the Flame Characteristics and Particle Behaviors in a HVOF Spray Process Using Kerosene as Fuel," *J. Therm. Spray Technol.*, no. 1, 2021, doi: 10.1007/s11666-

021-01165-3.

- [93] Q. Wang, S. Zhang, Y. Cheng, J. Xiang, X. Zhao, and G. Yang, "Wear and corrosion performance of WC-10Co4Cr coatings deposited by different HVOF and HVAF spraying processes," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 218, no. 1, pp. 127–136, 2013, doi: 10.1016/j.surfcoat.2012.12.041.
- [94] Z. L. Wang, Q.; Chen, Z. H.; Ding, Z. X.; Liu, "Performance Study of Abrasive Wear and Erosive Wear of WC-12Co Coatings Sprayed by HVOF," in *International Nanoelectronics Conference*, 2008, pp. 340–344.
- [95] N. Vashishtha and S. G. Sapate, "Abrasive wear maps for High Velocity Oxy Fuel (HVOF) sprayed WC-12Co and Cr₃C₂-25NiCr coatings," *Tribol. Int.*, vol. 114, no. February, pp. 290–305, 2017, doi: 10.1016/j.triboint.2017.04.037.
- [96] H. Liao, B. Normand, and C. Coddet, "Influence of coating microstructure on the abrasive wear resistance of WC/Co cermet coatings," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 124, no. 2–3, pp. 235–242, 2000, doi: 10.1016/S0257-8972(99)00653-2.
- [97] Y. Qiao, Y. R. Liu, and T. E. Fischer, "Sliding and abrasive wear resistance of thermal-sprayed WC-CO coatings," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 10, no. 1, pp. 118–125, 2001, doi: 10.1361/105996301770349583.
- [98] D. A. Stewart, P. H. Shipway, and D. G. McCartney, "Abrasive wear behaviour of conventional and nanocomposite HVOF-sprayed WC-Co coatings," *Wear*, vol. 225–229, no. PART II, pp. 789–798, 1999, doi: 10.1016/S0043-1648(99)00032-0.
- [99] H. Chen, C. Xu, Q. Zhou, I. M. Hutchings, P. H. Shipway, and J. Liu, "Micro-scale abrasive wear behaviour of HVOF sprayed and laser-remelted conventional and nanostructured WC-Co coatings," *Wear*, vol. 258, no. 1-4 SPEC. ISS., pp. 333–338, 2005, doi: 10.1016/j.wear.2004.09.044.
- [100] A. Ghabchi, T. Varis, E. Turunen, T. Suhonen, X. Liu, and S. P. Hannula, "Behavior of HVOF WC-10Co4Cr coatings with different carbide size in fine and coarse particle abrasion," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 19, no. 1–2, pp. 368–377, 2010, doi: 10.1007/s11666-009-9433-z.
- [101] Ansys Southpointe, "ANSYS Fluent Theory Guide," in *ANSYS Inc., USA*, no. November, 2013, pp. 13–14.
- [102] W. L. Oberkampf and M. Talpallikar, "Analysis of a High-Velocity Oxygen-Fuel

- (HVOF) Thermal Spray Torch Part 1: Numerical Formulation,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 5, no. March, pp. 53–61, 1996.
- [103] B. Hassan, A. R. Lopez, and W. L. Oberkampf, “Computational Analysis of a Three-Dimensional High-Velocity Oxygen Fuel (HVOF) Thermal Spray Torch,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 7, no. March, pp. 71–77, 1998.
- [104] A. Dolatabadi, J. Mostaghimi, and V. Pershin, “Effect of a cylindrical shroud on particle conditions in high velocity oxy-fuel (HVOF) spray process,” *J. Mater. Technol.*, vol. 137, pp. 214–224, 2003.
- [105] M. N. Khan and T. Shamim, “Effect of operating parameters on a dual-stage high velocity oxygen fuel thermal spray system,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 23, no. 6, pp. 910–918, 2014, doi: 10.1007/s11666-014-0114-1.
- [106] M. Li and P. D. Christofides, “Modeling and Control of High-Velocity Oxygen-Fuel (HVOF) Thermal Spray : A Tutorial Review,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 18, no. December, pp. 753–768, 2009, doi: 10.1007/s11666-009-9309-2.
- [107] S. Emami, H. Jafari, and Y. Mahmoudi, “Effects of Combustion Model and Chemical Kinetics in Numerical Modeling of Hydrogen-Fueled Dual-Stage HVOF System,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 28, pp. 333–345, 2019.
- [108] M. Li and P. D. Christofides, “Computational study of particle in-flight behavior in the HVOF thermal spray process,” *Chem. Eng. Sci.*, vol. 61, no. 19, pp. 6540–6552, 2006, doi: 10.1016/j.ces.2006.05.050.
- [109] M. Li, D. Shi, and P. D. Christofides, “Modeling and control of HVOF thermal spray processing of WC-Co coatings,” *Powder Technol.*, vol. 156, no. 2–3, pp. 177–194, 2005, doi: 10.1016/j.powtec.2005.04.011.
- [110] H. Tabbara, S. Gu, and D. G. McCartney, “Computational modelling of titanium particles in warm spray,” *Comput. Fluids*, vol. 44, no. 1, pp. 358–368, 2011, doi: 10.1016/j.compfluid.2011.01.034.
- [111] A. Sharma, *Introduction to Computational Fluid Dynamics*, vol. M. 2016.
- [112] A. Safi, “ResearchGate,” Safi, Amin. (2019). Re: What is the difference between k - ω , k - ϵ and Spalart-allmaras turbulent models?. Retrieved from: https://www.researchgate.net/post/What_is_the_difference_between_k-omega_k-epsilon_and_Spalart-allmaras_turbulent_models2/5d, 2019. .

- [113] J. Ren, Y. Rong, and Y. Ma, "Comparison of the renormalization group and the realizable k- ϵ turbulence models for dynamic performance of hvoof process with a coupled two-stage cae method," *Comput. Aided. Des. Appl.*, vol. 18, no. 1, pp. 117–129, 2020, doi: 10.14733/cadaps.2021.117-129.
- [114] B. F. Magnussen and B. H. Hjertager, "On mathematical modeling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion," *Symp. Combust.*, vol. 16, no. 1, pp. 719–729, 1977.
- [115] J. J. O. E. Hoste, M. Fossati, I. J. Taylor, and R. J. Gollan, "Characterization of the Eddy Dissipation Model for the Design of Hydrogen-fueled Scramjets," *Aeronaut. J.*, 2016.
- [116] M. Li and P. D. Christoÿdes, "Modeling and analysis of HVOF thermal spray process accounting for powder size distribution," vol. 58, pp. 849–857, 2003, doi: 10.1016/S0009-2509(02)00616-4.
- [117] G. W. S. A. W. Batchelor, "Chapter 11 - Abrasive, Erosive and Cavitation Wear," in *Engineering Tribology*, 1993, pp. 557–612.
- [118] H. Marinescu, Ioan D.; Rowe, W. Brian; Dimitrov, Boris; Ohomori, "Chapter 13 - Loose Abrasive Processes," in *Tribology of Abrasive Processes*, 2013, pp. 499–529.
- [119] H. Dong, "Chapter 3 - Tribological properties of titanium-based alloys," in *Surface Engineering of Light Alloys*, 2010, pp. 58–80.
- [120] J. D. Majumdar and I. Manna, "Chapter 21 - Laser surface engineering of titanium and its alloys for improved wear, corrosion and high-temperature oxidation resistance," in *Laser Surface Engineering*, 2015, pp. 483–521.
- [121] Q. Wang, Z. H. Chen, and Z. X. Ding, "Performance of abrasive wear of WC-12Co coatings sprayed by HVOF," *Tribol. Int.*, vol. 42, no. 7, pp. 1046–1051, 2009, doi: 10.1016/j.triboint.2009.02.011.
- [122] G. Bolelli *et al.*, "Tribology of HVOF- and HVOF-sprayed WC-10Co4Cr hardmetal coatings: A comparative assessment," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 265, pp. 125–144, 2015, doi: 10.1016/j.surfcoat.2015.01.048.
- [123] ASTM International, "Standard Test Method for Measuring Abrasion Using the Dry Sand/Rubber Wheel Apparatus," 2017. doi: 10.1520/G0065-16E01.2.

- [124] ASTM International, "Standard Test Method for Conducting Wet Sand/Rubber Wheel Abrasion Tests," 2016. doi: 10.1520/G0105-16.2.
- [125] ASTM International, "Standard Test Method for Determining the High Stress Abrasion Resistance of Hard Materials," 2018. doi: 10.1520/B0611-13R18.Copyright.
- [126] M. S. Zoei, T. Farizeh, M. H. Sadeghi, and M. Salehi, "Residual Stress Distribution Through the Thickness of WC-10Co-4Cr Coating Deposited by HVOF: Experimental and Simulation Study," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 29, no. 6, pp. 1351–1364, 2020, doi: 10.1007/s11666-020-01012-x.
- [127] S. Vignesh, K. Shanmugam, V. Balasubramanian, and K. Sridhar, "Identifying the optimal HVOF spray parameters to attain minimum porosity and maximum hardness in iron based amorphous metallic coatings," *Def. Technol.*, vol. 13, no. 2, pp. 101–110, 2017, doi: 10.1016/j.dt.2017.03.001.
- [128] J. Legoux, B. Arsenault, L. Leblanc, V. Bouyer, and C. Moreau, "Evaluation of Four High Velocity Thermal Spray Guns Using WC-10%Co-4%Cr Cermets," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 11, no. March, pp. 86–94, 2002.
- [129] M. Hasan, J. Stokes, L. Looney, and M. S. J. Hashmi, "Effect of spray parameters on residual stress build-up of HVOF sprayed aluminium/tool-steel functionally graded coatings," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 202, pp. 4006–4010, 2008, doi: 10.1016/j.surfcoat.2008.02.016.
- [130] V. Katranidis, S. Kamnis, B. Allcock, and S. Gu, "Effects and Interplays of Spray Angle and Stand-off Distance on the Sliding Wear Behavior of HVOF WC-17Co Coatings," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 28, no. 3, pp. 514–534, 2019, doi: 10.1007/s11666-019-00831-x.
- [131] P. Thermsuk, Somkiat; Surin, "Optimization Parameters of WC-12Co HVOF Sprayed Coatings on SUS 400 Stainless Steel," *Procedia Manuf.*, vol. 30, pp. 506–513, 2019.
- [132] X. Ding, X. Cheng, C. Li, X. Yu, and Z. Ding, "Microstructure and performance of multi-dimensional WC-CoCr coating sprayed by HVOF," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 96, pp. 1625–1633, 2018, doi: 10.1007/s00170-017-0837-5.
- [133] N. Vashishtha, S. G. S. J. S. Gahlot, and P. Bagde, "Effect of Tribo - Oxidation on

- Friction and Wear Behaviour of HVOF Sprayed WC – 10Co – 4Cr Coating,” *Tribology Lett.*, vol. 66, pp. 1–19, 2018.
- [134] J. Saaedi, T. W. Coyle, H. Arabi, S. Mirdamadi, and J. Mostaghimi, “Effects of HVOF Process Parameters on the Properties of Ni-Cr Coatings,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 19, no. March, pp. 521–530, 2010, doi: 10.1007/s11666-009-9464-5.
- [135] D. Zois, T. Wentz, R. Dey, S. Sampath, and C. M. Weyant, “Simplified Model for Description of HVOF NiCr Coating Properties Through Experimental Design and Diagnostic Measurements,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 22, no. March, pp. 299–315, 2013, doi: 10.1007/s11666-013-9888-9.
- [136] A. K. Maiti, N. Mukhopadhyay, and R. Raman, “Effect of adding WC powder to the feedstock of WC-Co-Cr based HVOF coating and its impact on erosion and abrasion resistance,” *Surf. Coatings Technol.*, vol. 201, no. 18, pp. 7781–7788, 2007, doi: 10.1016/j.surfcoat.2007.03.014.
- [137] M. G. Gee, A. Gant, and B. Roebuck, “Wear mechanisms in abrasion and erosion of WC/Co and related hardmetals,” *Wear*, vol. 263, pp. 137–148, 2007, doi: 10.1016/j.wear.2006.12.046.
- [138] Q. Zhan, L. Yu, F. Ye, Q. Xue, and H. Li, “Quantitative evaluation of the decarburization and microstructure evolution of WC-Co during plasma spraying,” *Surf. Coatings Technol.*, vol. 206, no. 19–20, pp. 4068–4074, 2012, doi: 10.1016/j.surfcoat.2012.03.091.
- [139] B. H. Kear *et al.*, “Thermal sprayed nanostructured WC/Co hardcoatings,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 9, no. 3, pp. 399–406, 2000, doi: 10.1361/105996300770349863.
- [140] G. Bolelli *et al.*, “Sliding and abrasive wear behaviour of HVOF- and HVOF-sprayed Cr₃C₂-NiCr hardmetal coatings,” *Wear*, vol. 358–359, pp. 32–50, 2016, doi: 10.1016/j.wear.2016.03.034.
- [141] S.-S. Bang *et al.*, “Effect of the Spray Distance on the Properties of High Velocity Oxygen-Fuel (HVOF) Sprayed WC-12Co Coatings,” *J. Nanosci. Nanotechnol.*, vol. 18, no. 3, pp. 1931–1934, 2017, doi: 10.1166/jnn.2018.14990.
- [142] C. Zheng *et al.*, “Experimental study on the erosion behavior of WC-based high-velocity oxygen-fuel spray coating,” *Powder Technol.*, vol. 318, pp. 383–389, 2017,

doi: 10.1016/j.powtec.2017.06.022.

- [143] Y. Huang, X. Ding, C. Q. Yuan, Z. K. Yu, and Z. X. Ding, "Slurry erosion behaviour and mechanism of HVOF sprayed micro-nano structured WC-CoCr coatings in NaCl medium," *Tribol. Int.*, vol. 148, no. March, 2020, doi: 10.1016/j.triboint.2020.106315.
- [144] M. S. Lamana, A. G. M. Pukasiewicz, and S. Sampath, "Influence of cobalt content and HVOF deposition process on the cavitation erosion resistance of WC-Co coatings," *Wear*, vol. 398–399, no. December 2017, pp. 209–219, 2018, doi: 10.1016/j.wear.2017.12.009.
- [145] A. Vackel and S. Sampath, "Fatigue behavior of thermal sprayed WC-CoCr- steel systems: Role of process and deposition parameters," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 315, pp. 408–416, 2017, doi: 10.1016/j.surfcoat.2017.02.062.
- [146] D. Wang *et al.*, "Influence of carbide grain size and crystal characteristics on the microstructure and mechanical properties of HVOF-sprayed WC-CoCr coatings," *Int. J. Refract. Met. Hard Mater.*, vol. 69, no. April, pp. 138–152, 2017, doi: 10.1016/j.ijrmhm.2017.08.008.
- [147] W. Tillmann, I. Baumann, P. Hollingsworth, and I. A. Laemmerhirt, "Influence of the spray angle on the properties of HVOF sprayed WC-Co coatings using (-10 + 2 μm) fine powders," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 22, no. 2–3, pp. 272–279, 2013, doi: 10.1007/s11666-013-9882-2.
- [148] B. R. Marple, J. Voyer, J. F. Bisson, and C. Moreau, "Thermal spraying of nanostructured cermet coatings," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 117, no. 3, pp. 418–423, 2001, doi: 10.1016/S0924-0136(01)00798-1.
- [149] L. Zhao, M. Maurer, F. Fischer, and E. Lugscheider, "Study of HVOF spraying of WC – CoCr using on-line particle monitoring," *Surf. Coatings Technol.*, vol. 185, pp. 160–165, 2004, doi: 10.1016/j.surfcoat.2003.12.024.
- [150] T. Varis *et al.*, "Formation mechanisms, structure, and properties of HVOF-sprayed WC-CoCr coatings: An approach toward process maps," *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 23, no. 6, pp. 1009–1018, 2014, doi: 10.1007/s11666-014-0110-5.
- [151] H. J. C. Voorwald, R. C. Souza, W. L. Pigatin, and M. O. H. Cioffi, "Evaluation of WC-17Co and WC-10Co-4Cr thermal spray coatings by HVOF on the fatigue and

- corrosion strength of AISI 4340 steel,” *Surf. Coatings Technol.*, vol. 190, no. 2–3, pp. 155–164, 2005, doi: 10.1016/j.surfcoat.2004.08.181.
- [152] P. H. Shipway, D. G. McCartney, and T. Sudaprasert, “Sliding wear behaviour of conventional and nanostructured HVOF sprayed WC-Co coatings,” *Wear*, vol. 259, no. 7–12, pp. 820–827, 2005, doi: 10.1016/j.wear.2005.02.059.
- [153] L. Jacobs, M. M. Hyland, and M. De Bonte, “Study of the influence of microstructural properties on the sliding-wear behavior of HVOF and HVAF sprayed WC-cermet coatings,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 8, no. 1, pp. 125–132, 1999, doi: 10.1361/105996399770350656.
- [154] I. Hulka, V. A. Şerban, K. Niemi, P. Vuoristo, and J. Wolf, “Comparison of structure and wear properties of fine-structured WC-CoCr coatings deposited by HVOF and HVAF spraying processes,” *Solid State Phenom.*, vol. 188, pp. 422–427, 2012, doi: 10.4028/www.scientific.net/SSP.188.422.
- [155] Š. Houdková, M. Kašparová, and F. Zahálka, “The influence of spraying angle on properties of HVOF sprayed hardmetal coatings,” *J. Therm. Spray Technol.*, vol. 19, no. 5, pp. 893–901, 2010, doi: 10.1007/s11666-010-9514-z.
- [156] C. N. Machio, G. Akdogan, M. J. Witcomb, and S. Luyckx, “Performance of WC-VC-Co thermal spray coatings in abrasion and slurry erosion tests,” *Wear*, vol. 258, no. 1-4 SPEC. ISS., pp. 434–442, 2005, doi: 10.1016/j.wear.2004.09.033.